



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STAVEBNÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

ÚSTAV STAVEBNÍ MECHANIKY

INSTITUTE OF STRUCTURAL MECHANICS

ANALÝZA PŮSOBENÍ TERMOPLASTOVÝCH
POTRUBÍ V ZEMNÍM PROSTŘEDÍ

ANALYSIS OF THERMOPLASTIC PIPES IN A SOIL ENVIRONMENT

DISERTAČNÍ PRÁCE

DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Ing. Jan Ekr

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Roman Gratza, Ph.D.

BRNO 2018

Abstrakt

Disertační práce je zaměřena na analýzu chování termoplastových potrubí v zemním prostředí, a to zejména pro potrubí prováděná pomocí bezvýkopových technologií. V rámci disertační práce byly provedeny experimenty, jejichž cílem bylo stanovit chování a únosnost polyethylenových potrubí při zatížení vnějším hydrostatickým tlakem. Pro experimenty byla navržena a vyrobena ocelová tlaková komora, která umožňovala zatížit a sledovat potrubí při jeho ztrátě stability. Mechanické vlastnosti materiálu trubek byly určovány pomocí tahových a ohybových zkoušek. Byla provedena řada podrobných numerických analýz experimentů potrubí, kde byly použity různé materiálové modely, geometrické imperfekce či metody řešení. Byly použity materiálové modely zohledňující pružné, plastické a viskózní chování termoplastů. Dále byla provedena řada normových výpočtů polyethylenových potrubí instalovaných bezvýkopovými technologiemi. Cílem bylo vytvořit nové návrhové diagramy pro praktické posuzování těchto potrubí umístěných ve stávajícím nosném potrubí. V případě nenosného stávajícího potrubí byl vytvořen numerický model pro stanovení návrhových součinitelů, které byly ověřeny s normovými hodnotami. Výsledky z tohoto modelu byly dále porovnány s výsledky komplexnějšího numerického modelu zohledňujícího lépe interakci potrubí a zemního prostředí pro různé třídy zemin.

Abstract

The doctoral thesis deals with an analysis of thermoplastics pipes in a soil environment, in particular, pipes performed by using trenchless technologies. In the doctoral thesis, experiments of polyethylene pipes loaded by external hydrostatic pressure were performed. The aim of the experiments was to determine a behaviour and load-bearing capacity of the polyethylene pipes loaded by external hydrostatic pressure. For the experiments, a steel pressure chamber was designed and produced which allowed loading and observing a pipe during its loss of the stability. Mechanical properties of the pipe material were determined based on the tensile and bending tests. The series of detailed numerical analyses of the pipe experiments were performed. Various material models which take into account elastic, plastic and viscous behaviour of thermoplastic materials were used. In addition, series of standardized calculations of polyethylene pipes installed using trenchless technologies were performed. The aim was to create new design diagrams for practical assessment of these pipes placed in the partially deteriorated old pipes. In the case of the deteriorated old pipe, a numerical model for determination of design coefficients was created. These design coefficients were verified with standard values. Then, the results of the numerical model were compared with the results of the more complex numerical model which better take into account pipe-soil interaction of various soil types.

Klíčová slova

potrubí, polyethylen, obnova, renovace, Relining, Close-fit, ATV-M 127E, statické posouzení, experiment, metoda konečných prvků, ANSYS

Keywords

pipe, polyethylene, rehabilitation, renovation, pipe lining, close-fit, ATV-M 127E, static assessment, experiment, finite element method, ANSYS

Bibliografická citace VŠKP

Ekr, Jan. *Analýza působení termoplastových potrubí v zemním prostředí*. Brno, 2018. 309 s. Disertační práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav stavební mechaniky. Vedoucí práce Ing. Roman Gratza, Ph.D.

Prohlášení:

Prohlašuji, že jsem disertační práci zpracoval samostatně a že jsem uvedl všechny použité informační zdroje.

V Brně dne

.....
podpis autora

Poděkování:

Rád bych poděkoval všem, kteří mě podporovali při psaní této disertační práce. Vřele bych chtěl poděkovat mému vedoucímu disertační práce Ing. Romanu Gratzovi, Ph.D. za velkou vstřícnost, ochotu a snahu předat mi co nejvíce ze svých odborných znalostí.

Obsah

1	Úvod	5
2	Současný stav řešené problematiky	7
3	Cíle disertační práce	11
4	Materiály	12
4.1	Termoplasty	12
4.1.1	Vlastnosti termoplastových materiálů	13
4.1.1.1	Krátkodobé mechanické vlastnosti	13
4.1.1.2	Dlouhodobé mechanické vlastnosti	17
4.2	Zeminy	20
4.2.1	Deformační charakteristiky	20
4.2.2	Parametry pevnosti zemin	21
5	Technologie výstavby a obnovy potrubí	24
5.1	Výstavba nových potrubních systémů	24
5.1.1	Pokládka nebo výměna v otevřené rýze	25
5.1.2	Řízené horizontální vrtání	25
5.1.3	Pluhování	26
5.2	Obnova stávajících potrubních systémů	27
5.2.1	Renovace vyvložkováním kontinuálními trubkami (Relining)	27
5.2.2	Renovace vyvložkováním těsně přiléhajícími trubkami (Close-Fit)	28
5.2.2.1	Compact Pipe	28
5.2.2.2	Swagelining	29
5.2.2.3	Rolldown	29
5.2.3	Výměna s roztrháním stávajícího potrubí (Berstlining)	29
6	Metodika posuzování potrubí	30
6.1	Statické posuzování termoplastového potrubí pokládaného do otevřeného výkopu	30
6.1.1	Geometrie rýhy výkopu	30
6.1.2	Materiál potrubí	32
6.1.3	Zemní prostředí	34
6.1.4	Zatížení	36
6.1.4.1	Zatížení vlastní tíhou potrubí	36
6.1.4.2	Zatížení zeminou	36
6.1.4.3	Povrchové zatížení	36
6.1.4.4	Zatížení dopravou	36
6.1.4.5	Zatížení vnějším hydrostatickým tlakem	41
6.1.5	Přerozdělení zatížení	42
6.1.5.1	Kruhová tuhost potrubí	42
6.1.5.2	Horizontální tuhost zeminy	42

6.1.5.3	Poddajné a tuhé potrubí	43
6.1.6	Vnitřní síly	45
6.1.7	Posouzení	45
6.1.7.1	Posouzení napětí	46
6.1.7.2	Posouzení posunutí a deformace	47
6.1.7.3	Posouzení stability	47
6.2	Statické posuzování termoplastového potrubí při technologii obnovy podle ATV-M 127E (2000)	48
6.2.1	Stav starého potrubí	48
6.2.2	Geometrie	49
6.2.3	Materiály	50
6.2.4	Zatížení	50
6.2.5	Kritéria posouzení	51
6.2.5.1	Posouzení napětí	51
6.2.5.2	Posouzení deformace	54
6.2.5.3	Posouzení stability	56
6.2.6	Předpoklady nelineárních výpočtů	57
6.2.6.1	Stav starého potrubí I a II	57
6.2.6.2	Stav starého potrubí III	58
6.3	Statické posouzení polyethylenových potrubí při technologii obnovy podle ASTM F1606-05 (2014)	59
6.3.1	Stav starého potrubí	59
6.3.2	Kritéria posouzení	60
6.3.2.1	Částečně poškozené potrubí	60
6.3.2.2	Plně poškozené potrubí	61
7	Konstitutivní vztahy	62
7.1	Pružnoplastické modely pro jednoosou napjatost	62
7.1.1	Ideálně pružnoplastický model	62
7.1.2	Pružnoplastický model s izotropním zpevněním	64
7.1.3	Pružnoplastický model s kinematickým zpevněním	65
7.1.4	Pružnoplastický model s kombinací kinematického a izotropního zpevnění	66
7.1.5	Numerická integrace pro jednoosou napjatost	67
7.2	Viskoelastické modely pro jednoosou napjatost	69
7.3	Pružno-viskoplastický model pro jednoosou napjatost	70
7.4	Pružnoplastické modely pro víceosou napjatost	71
7.4.1	Podmínky plasticity	74
7.4.2	Numerická integrace pro víceosou napjatost	77
7.4.2.1	Closest point projection	79
7.4.2.2	Generalized cutting plane	80
8	Experimenty	82
8.1	Zkouška tahem	82
8.2	Zkouška ohybem	87
8.3	Trubky zatížené vnějším přetlakem	90
8.3.1	Zkušební zařízení	91

8.3.2	Experimenty na polyethylenových trubkách	93
8.3.2.1	Varianta A - trubka umístěna volně	97
8.3.2.2	Varianta B - trubka umístěna v ocelovém potrubí	101
8.3.2.3	Varianta C - trubka umístěna v zemině	104
9	Numerické analýzy experimentů	107
9.1	Zkouška tahem	107
9.1.1	Numerické modely s pružnoplastickým chováním	107
9.1.2	Numerické modely s viskoplastickým chováním	110
9.2	Zkouška ohybem	111
9.2.1	Numerické modely s pružnoplastickým chováním	112
9.2.2	Numerické modely s viskoplastickým chováním	113
9.3	Návrh zkušebního zařízení	115
9.4	Trubka zatížená vnějším přetlakem	124
9.4.1	Numerické modely s lineárně pružným chováním	127
9.4.1.1	A-D110-SDR17-BI-EL-LSTAB	127
9.4.1.2	A-D160-SDR11-BI-EL-LSTAB	128
9.4.1.3	A-D110-SDR17-SI-EL-STAT	129
9.4.1.4	A-D160-SDR11-SI-EL-DYN	130
9.4.1.5	B-D110-SDR17-SI-EL-DYN	132
9.4.1.6	B-D110-SDR17-NI-EL-DYN	134
9.4.2	Numerické modely s pružnoplastickým chováním	135
9.4.2.1	A-D110-SDR17-SI-PP-DYN	136
9.4.2.2	A-D160-SDR11-SI-PP-DYN	138
9.4.2.3	B-D110-SDR17-SI-PP-DYN	141
9.4.2.4	B-D110-SDR17-NI-PP-DYN	144
9.4.3	Numerické modely s viskoelastickým chováním	147
9.4.3.1	A-D110-SDR17-SI-VE-STAT	147
9.4.3.2	A-D160-SDR11-SI-VE-STAT	148
9.4.3.3	B-D110-SDR17-SI-VE-STAT	150
9.4.3.4	B-D110-SDR17-NI-VE-STAT	152
9.4.4	Numerické modely s viskoplastickým chováním	154
9.4.4.1	A-D110-SDR17-SI-VP-STAT	154
9.4.4.2	A-D160-SDR11-SI-VP-STAT	156
9.4.4.3	B-D110-SDR17-SI-VP-STAT	157
9.4.4.4	B-D110-SDR17-NI-VP-STAT	159
9.4.5	Porovnání numerických modelů	161
10	Numerické analýzy potrubí dle norem	166
10.1	Numerické modely pro stav starého potrubí I a II	166
10.1.1	Ověřovací model	166
10.1.2	Nové návrhové diagramy	172
10.1.3	Porovnání metod	173
10.2	Stav starého potrubí III	176
10.2.1	Ověřovací model	176
10.2.2	Model interakce potrubí se zeminou	181

11 Závěr	189
12 Literatura	193
13 Seznam symbolů	199
14 Přílohy	205
14.1 Vzorky trubek zatížených vnějším přetlakem	206
14.1.1 Varianta A - trubka umístěna volně	206
14.1.1.1 A-D110-SDR17-SV-1	206
14.1.1.2 A-D110-SDR17-BV-1	210
14.1.1.3 A-D110-SDR17-BV-2	214
14.1.1.4 A-D160-SDR11-SV-1	217
14.1.1.5 A-D160-SDR11-SV-2	221
14.1.1.6 A-D160-SDR11-SV-3	225
14.1.1.7 A-D160-SDR11-SV-4	229
14.1.1.8 A-D160-SDR11-SV-5	233
14.1.1.9 A-D160-SDR11-BV-1	237
14.1.1.10 A-D160-SDR11-BV-2	241
14.1.1.11 A-D160-SDR11-BV-3	245
14.1.1.12 A-D160-SDR11-BV-4	249
14.1.1.13 A-D160-SDR11-BV-5	253
14.1.2 Varianta B - trubka umístěna v ocelovém potrubí	257
14.1.2.1 B-D110-SDR17-SV-1	257
14.1.2.2 B-D110-SDR17-BV-1	261
14.1.2.3 B-D110-SDR17-BV-2	265
14.1.3 Varianta C - trubka umístěna v zemině	269
14.1.3.1 C-D110-SDR11-SV-1	269
14.1.3.2 C-D110-SDR17-BV-1	273
14.1.3.3 C-D110-SDR17-BV-2	276
14.2 Nové návrhové diagramy pro posuzování polyethylenového potrubí	280
14.2.1 Potrubí rozměrové řady SDR 11	281
14.2.2 Potrubí rozměrové řady SDR 17	287
14.2.3 Potrubí rozměrové řady SDR 26	293
14.2.4 Potrubí rozměrové řady SDR 32	299
15 Curriculum Vitae	305
16 Summary	306

1 Úvod

Disertační práce je zaměřena na analýzu chování termoplastových potrubí v zemním prostředí, a to zejména pro potrubí prováděná pomocí bezvýkopových technologií. Použití bezvýkopových technologií je velmi aktuální téma, protože v současné době dochází nejenom k výstavbě nových potrubních systémů, ale je nutné stále více řešit obnovu těch stávajících.

V teoretické části disertační práce jsou uvedeny poznatky o mechanických vlastnostech termoplastových materiálů potrubí i zemního prostředí a poznatky pro výběr materiálového modelu vystihujícího jejich chování. Pozornost je zaměřena na technologie výstavby a obnovy potrubních vedení a metodiku jejich posuzování.

Při statické analýze potrubních systémů je nutné zohlednit chování termoplastového materiálu potrubí při působení časově závislých jevů, a to zejména tečení materiálu. Interakce termoplastového potrubí s okolním zemním prostředím podstatně ovlivňuje statické řešení z hlediska tuhosti a únosnosti.

Pro přehled jsou v práci uvedeny některé technologie výstavby a obnovy potrubí. Ty jsou rozděleny na výstavbu nových a obnovu stávajících potrubních systémů. Vybrané technologie jsou stručně popsány, jak z hlediska provádění, tak z hlediska statického působení. Dále jsou uvedeny jejich výhody a nevýhody.

Pro vybrané technologie je uvedena dostupná metodika pro posuzování potrubí. Nejprve je pozornost zaměřena na posuzování termoplastového potrubí pokládávaného do otevřeného výkopu. Následně je popsána metodika pro statické posuzování termoplastového potrubí při technologii obnovy v závislosti na stavu stávajícího potrubí.

Při analýze termoplastového potrubí umístěného v zemním prostředí nebo ve stávajícím potrubí je nutné zabývat se fyzikálně a geometricky lineárními a nelineárními analýzami, kontaktními úlohami, řešením stability apod. Je také nutné zohlednit vliv různých geometrických imperfekcí potrubí. V práci je pozornost zaměřena více na konstitutivní vztahy pro popis chování termoplastových materiálů a zemin.

V praktické části disertační práce jsou uvedeny experimenty termoplastových vzorků a trubek, pro které jsou také provedeny numerické analýzy. Dále jsou provedeny numerické analýzy termoplastových potrubí při technologii obnovy dle norem (směrnic).

V rámci disertační práce byly provedeny experimenty, jejichž cílem bylo stanovit chování a únosnost polyethylenového potrubí při zatížení vnějším hydrostatickým tlakem. S podobným způsobem namáhání potrubí se můžeme setkat u některých bezvýkopových technologií. Pro experimenty byla navržena a vyrobena ocelová tlaková komora, která umožňovala zatížit a sledovat potrubí při jeho ztrátě stability. Byla zkoušena polyethylenová potrubí o různých rozměrech a za různých okolních podmínek. Výsledky provedených experimentů jsou uvedeny v příloze. Mechanické vlastnosti materiálu trubek byly určovány pomocí tahových a ohybových zkoušek, které sloužily jako podklad pro numerické modelování.

Byly provedeny numerické analýzy tahových a ohybových zkoušek, pomocí kterých byly kalibrovány a validovány materiálové parametry pro různé materiálové

modely zohledňující pružné, plastické a viskózní chování termoplastů. Rozměry tlakové komory a maximální tlak, který je schopna přenést, byly navrženy na základě zjednodušených numerických modelů potrubí. Dále byla provedena řada podrobných numerických analýz experimentů potrubí, kde byly použity různé materiálové modely, geometrické imperfekce či metody řešení.

Dále byla provedena řada normových výpočtů polyethylenových potrubí instalovaných bezvýkopovými technologiemi. Snahou bylo vytvořit nové návrhové diagramy pro praktické posuzování těchto potrubí umístěných ve stávajícím nosném potrubí. Výsledné diagramy jsou uvedeny v příloze pro různé rozměrové řady polyethylenových potrubí. Navíc bylo provedeno porovnání posouzení potrubí podle vybraných zahraničních norem. V případě nenosného stávajícího potrubí byl vytvořen numerický model pro stanovení návrhových součinitelů, které byly ověřeny s normovými hodnotami. Výsledky z tohoto modelu byly dále porovnány s výsledky komplexnějšího numerického modelu zohledňujícího interakci potrubí a zemního prostředí pro různé třídy zemin.

Pro analýzu uvedených problémů byl použit programový systém ANSYS, který umožňuje detailněji a komplexněji řešit složité úlohy u potrubních systémů pomocí sofistikovaných numerických modelů.

2 Současný stav řešené problematiky

V současné době je nejenom v České republice, ale i v zahraničí, velké množství inženýrských sítí, které je nutné sanovat. Důkazem toho jsou časté zprávy v médiích o haváriích potrubí. Jako příklad lze uvést havárii kanalizace v ulici Prosecká v Praze ze srpna roku 2012, kdy došlo k propadu vozovky, viz obr. 2.1 [93]. Unikající voda z porušené kanalizace vymlela kavernu v okolí potrubí a následně došlo k propadu vozovky v ploše 5x5 m a hloubce asi 3 m [96], [92], [91]. Jako jiný příklad je na obr. 2.2 zobrazena havárie vodovodního potrubí DN 500 v ulici Polní v Brně. Mezi dalšími příklady lze uvést havárii vody v pražských Hlubočepích z listopadu roku 2017 [96] nebo havárii vody v Kotleářské ulici v Brně z října roku 2017 [86]. Ročně unikne z netěsných či popraskaných vodovodních potrubí celkem $90 \cdot 10^6$ m³ pitné vody [88]. Vzhledem k tomu by např. Praha měla do roku 2022 investovat do vodovodní a kanalizační infrastruktury 17 miliard korun [89].



Obr. 2.1 Havárie kanalizace z roku 2012 v ulici Prosecká v Praze [93]



Obr. 2.2 Havárie vodovodu DN 500 v ulici Polní v Brně [85]

Problém se stárnutím inženýrských sítí je možné pozorovat na celém světě a to hlavně ve větších městech. Jako příklad je na obr. 2.3 zobrazena havárie vodovodu v Harrisburgu v Pensilvánii (USA). Závažnost problému lze vyjádřit podle vynaložených peněz na opravu. Např. ve Spojených státech amerických bude nutné vynaložit 335 bilionu dolarů na opravu vodovodních sítí a 300 bilionu dolarů na opravu kanalizačních sítí [100]. Každý rok zde dojde k 240 000 haváriím vody a experti se domnívají, že problém se bude zhoršovat [94].



Obr. 2.3 Havárie vodovodu v Harrisburgu v Pensilvánii (USA) [95]

V posledních letech došlo k výraznému rozvoji bezvýkopových technologií [36]. Ty lze rozdělit na technologie pro výstavbu nových potrubí a na technologie pro obnovu stávajících potrubí. Oproti klasické pokládce do otevřeného výkopu mají tyto nové technologie jisté výhody, jako např. urychlení výstavby, omezení výkopových prací, což je výhodné zejména ve městech, a v některých případech snížení nákladů na výstavbu [99], [84].

Pro výstavbu nových potrubí se využívá např. technologie směrového vrtání (řízeného horizontálního vrtání), pluhování či frézování [36], [84], [98]. Při obnově stávajících potrubních systémů se využívá např. technologií Relining a Close-Fit, které jsou založeny na principu zatažení nového potrubí do potrubí stávajícího

(snížení původního průměru potrubí), nebo např. technologie Berstlining, jejíž technologický postup spočívá v rozbití starého potrubí a následném vtažení nového plastového potrubí (zvětšení nebo zachování průměru potrubí) [36]. Spolu s rozvojem novodobých postupů je nutné definovat metodiku pro efektivní statické posouzení potrubních systémů.

Jako praktický příklad použití technologie Relining, kdy je do starého potrubí vtažováno potrubí nové o menším průměru, je možné uvést sanaci vodovodního přivaděče na ulici Plzeňské v Ostravě, viz obr. 2.4 [98]. Sám autor se účastnil ukázky renovace potrubí technologií Relining v rámci dne otevřených dveří, který pořádala firma TALPA-RPF, s.r.o. Sanovaný úsek vodovodního přivaděče z roku 1986 byl tvořen ocelovým potrubím o průměru DN 800 v délce 665 m. Důvodem renovace bylo zjištění velkého úbytku materiálu ocelového potrubí v důsledku koroze.



Obr. 2.4 Renovace potrubí technologií Relining v ulici Plzeňské v Ostravě

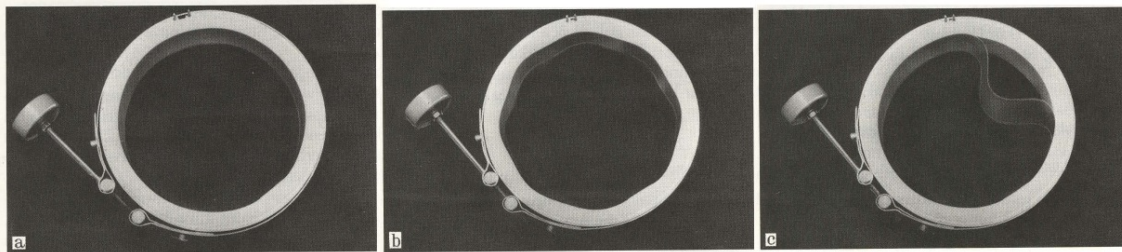
V současné době existuje několik norem či směrnic pro statický návrh potrubí podkládaného do otevřeného výkopu a obnovovaných potrubních vedení.

Pro posuzování termoplastového potrubí podkládaného do otevřeného výkopu existuje česká technická norma [51]. Tato norma nedefinuje metodiku výpočtu, ale jen stanovuje požadavky pro statický návrh potrubí a obsahuje souhrn a popis návrhových metod zavedených v různých evropských zemích. Dále pro statické posouzení potrubí uložených v zemi existuje česká odvětvová technická norma vodního hospodářství [70], která navazuje na normu [51]. Obě normy jsou však psány příliš obecně a neřeší podrobně metodiku navrhování či posuzování termoplastových

potrubí umístěných v zemním prostředí. Česká technická norma [51] se odkazuje kromě jiných na německou směrnici [44], která obsahuje propracovanější metodiku pro statické posouzení potrubí než normy [70] a [51].

Pro návrh obnovovaných potrubních vedení existují např. směrnice [45], [47]. Ty však mají svá omezení. Nelze je použít pro všechny bezvýkopové technologie, neboť vlivy na statickou únosnost potrubí jsou různé pro odlišné bezvýkopové technologie.

Pro analýzu chování potrubí v zemním prostředí byly a jsou prováděny řady experimentů. Jako příklad lze uvést, že již v roce 1977 byl prováděn experiment pro určení stability tenkého prstence zatíženého rovnoměrným tlakem, viz obr. 2.5, který byl prováděn profesorem Hainem a profesorem Faltrem na technické univerzitě v Hannoveru [14]. Dalším příkladem je zkoušení únosnosti porušeného potrubí v zemině, viz [8], [26], nebo také simulaci zatížení potrubí od kolového vozidla [15]. Experimenty slouží také k ověření správnosti výsledků z numerických modelů.



Obr. 2.5 Zkoušení stability krátkého válce tloušťky 2 mm [7]

Další možností pro analýzu potrubí v zemním prostředí je použití numerických metod, jako je např. metoda konečných prvků, která je v současné době velmi používaná a je to velmi silný nástroj pro řešení různých fyzikálních problémů. Nicméně její výsledky je nutné ověřovat např. pomocí experimentů. Pro analýzu potrubí v zemním prostředí metodou konečných prvků se dříve používaly většinou jednoduché modely tvořené prutovými prvky. Potrubí bylo také modelováno pomocí rovinné úlohy, a to nejen pomocí úlohy rovinné deformace, ale i úlohy rovinné napjatosti [12], [30]. V současné době lze analýzy provádět pomocí sofistikovanějších skořepinových nebo objemových modelů [13], [15]. Lze jimi např. řešit geometrické a materiálové nelinearity, kontaktní úlohy, stabilitu, zohlednění vlivu imperfekcí a další.

3 Cíle disertační práce

Cílem řešení disertační práce je analýza chování polyethylenových potrubí prováděných pomocí bezvýkopových technologií. Pozornost je zaměřena zejména na technologie vyvločkováním kontinuálními trubkami (Relining) a vyvločkováním těsně přiléhajícími trubkami (Close-Fit). Podstata disertační práce je uvedena ve třech stěžejních částech.

První část se zabývá experimentální činností, jejíž cílem je stanovit chování a únosnost termoplastových potrubí při zatížení vnějším hydrostatickým tlakem. Pro experimenty polyethylenových trubek zatížených vnějším tlakem je nutné navrhnout zkušební zařízení tak, aby experimenty dostatečně vystihovaly reálné situace a bylo možné vyvinout dostatečné zatížení vnějším tlakem. Pro vystižení bezvýkopových technologií jako je Relining či Close-Fit je nutné provést experimenty ve variantě, ve které jsou polyethylenová potrubí umístěna v ocelovém potrubí. Navíc je vhodné provést experimenty ve variantách, ve kterých jsou potrubí umístěna volně a mohou se volně deformovat nebo jsou obsypána zeminou. Pro numerické modelování je nutné určit mechanické vlastnosti materiálu zkoušených potrubí pomocí tahových či ohybových zkoušek.

Druhá část se zabývá numerickými analýzami experimentů, jejíž cílem je určit vhodné postupy pro numerické analýzy polyethylenových trubek zatížených vnějším přetlakem. Je třeba vyzkoušet např. různé dimenze konečných prvků, různé konstitutivní vztahy či různé geometrické imperfekce pro vystižení skutečného chování těchto potrubí při zatížení vnějším přetlakem.

Třetí část se zabývá numerickými analýzami dle norem, jejíž cílem je rozšířit stávající metodiku statického posuzování potrubí prováděných pomocí technologií vyvločkováním kontinuálními trubkami a vyvločkováním těsně přiléhajícími trubkami tak, aby byla použitelná pro praktické navrhování polyethylenových potrubí.

4 Materiály

Při analýze chování termoplastových potrubí v zemním i jiném prostředí je nutné zabývat se vlastnostmi materiálů.

Pozornost je zaměřena na popis termoplastových materiálů, a to na vybrané materiály, z kterých se běžně vyrábí potrubí instalované v zemním prostředí, vlastnosti termoplastových materiálů a jejich zkoušení a popis vybraných vlastností zemin.

4.1 Termoplasty

Polymery se rozdělují podle chování za zvýšených teplot na [27]:

- termoplasty,
- reaktoplasty,
- elastomery,
- termoplastické elastomery.

Termoplasty mají lineární, případně rozvětvené makromolekuly, ne však zesíťované [27]. Po zvýšení teploty lze termoplasty roztavit na taveninu. V tomto stavu se makromolekuly mohou bez obtíží vzájemně posouvat [34]. Po zchlazení termoplasty opět tuhnou a makromolekulám je zabráněno ve vzájemném pohybu. Tento proces lze opakovat vícekrát. Díky tomu lze termoplasty svařovat.

Reaktoplasty mají hustě zesíťované makromolekuly [27]. Ty se nemohou volně pohybovat, a to ani za zvýšené teploty. Nelze je tedy roztavit na taveninu, proto je nelze ani svařovat. Husté zesíťování makromolekul, které vzniká při výrobě, způsobuje, že reaktoplasty jsou tuhé a křehké.

Elastomery mají makromolekuly řídce zesíťované. To dává elastomerům jejich významnou vlastnost, a to, že se nechají působením nevelké síly protáhnout alespoň na dvojnásobek původní délky a po ukončení působení této síly se vracejí rychle a prakticky úplně zpět do výchozího stavu [27].

Termoplastické elastomery mají podobné vlastnosti jako elastomery, ale mohou za zvýšené teploty přejít až do tekutého stavu jako termoplasty.

Pro další zpracování termoplastů je přidávána celá řada přísad, které ovlivňují jejich chemické i fyzikální vlastnosti. Jsou to např. plniva, barviva či pigmenty, změkčovadla, teplotní stabilizátory a stabilizátory proti UV záření. Produkty od různých výrobců proto mohou vykazovat různé vlastnosti [27].

Pro vodovodní, kanalizační a plynovodní termoplastové potrubní systémy vedených v zemi se nejčastěji používají tyto materiály: polyethylen (PE), polypropylen (PP) a polyvinylchlorid (PVC). Použití plastů pro potrubní systémy je uvedeno v tab. 4.1. Z různých typů polyethylenu se nejčastěji používá vysokohustotní polyethylen PE-HD. Např. označení PE 100 RC znamená, že se jedná o vysokohustotní polyethylen, číslo za PE označuje MRS, což je minimální požadovaná pevnost, viz kap. 4.1.1.2, a RC znamená, že polyethylen má vyšší odolnost proti šíření trhlin [36]. PVC-U označuje neměkčený polyvinylchlorid.

Tab. 4.1 Použití plastů pro potrubní systémy vedených v zemi [36]

Materiál	Použití		
	Voda	Kanalizace	Plyn
PE-HD (PE 80)	•	•	•
PE-HD (PE 100)	•	•	•
PE-HD (PE 100 RC)	•	•	•
PP		•	
PVC-U	○	•	

• používá se; ○ používá se výjimečně

4.1.1 Vlastnosti termoplastových materiálů

Vlastnosti termoplastů ovlivňuje řada faktorů, jako je např. doba působení zatížení, teplota, vliv podmínek okolního prostředí (povětrnostní vlivy, UV záření, chemikálie), technologie výroby či spojování [27].

Data materiálových vlastností v závislosti na uvedených faktorech je většinou obtížné získat, jelikož druhů termoplastových materiálů je velké množství. Jedná se zejména o moduly tečení, Poissonovy součinitele a meze pevnosti v čase. Vhodný dostupný zdroj k získání některých mechanických vlastností je např. evropská norma [53].

Pro statické posouzení konstrukcí z termoplastů je důležitá znalost jejich mechanických vlastností, které se určují krátkodobými nebo dlouhodobými zkouškami.

4.1.1.1 Krátkodobé mechanické vlastnosti

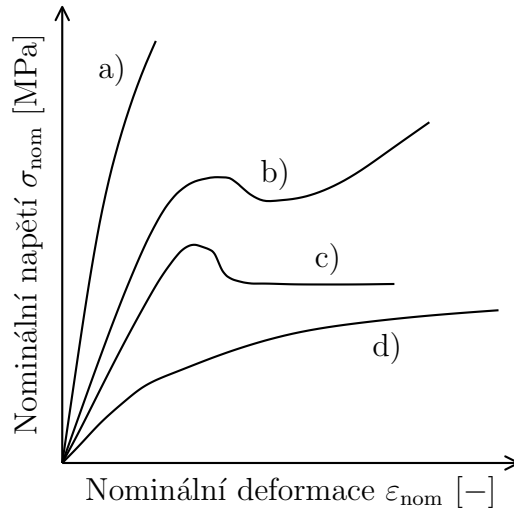
Pro určení krátkodobých mechanických vlastností termoplastů lze provést zkoušku tahem dle normy [63]. Principem je jednoosé zatěžování zkušební tělesa o definovaném tvaru a rozměrech deformací při stanovené rychlosti. Výsledkem je deformační diagram (obr. 4.1), ze kterého lze určit krátkodobé hodnoty modulu pružnosti v tahu, napětí na mezi kluzu, deformace na mezi kluzu, meze pevnosti, tažnosti, aj. [27]. Tyto parametry ovlivňuje rychlost deformace, která se musí stanovit podle příslušné normy pro daný materiál [63]. Na obr. 4.1 je patrné rozdílné chování polymerů při krátkodobé tahové zkoušce.

Na základě tahové zkoušky lze určit závislost nominální napětí na nominální deformaci. Nominální napětí a nominální deformace jsou vztaheny k nedeformované konfiguraci tělesa. Nominální napětí σ_{nom} v případě jednoosého namáhání je určeno vztahem

$$\sigma_{\text{nom}} = \frac{F}{A_0}, \quad (4.1)$$

kde F je síla a A_0 je plocha průřezu vzorku před deformací. Nominální deformace ε_{nom} je určena jako

$$\varepsilon_{\text{nom}} = \frac{\Delta l}{l_0}, \quad (4.2)$$



Obr. 4.1 Typické tahové zkoušky pro (a) křehký plast, (b) houževnatý plast, (c) houževnatý plast, (d) elastomer [63]

kde Δl je změna délky a l_0 je délka vzorku před deformací.

Skutečné napětí (Cauchyho napětí) σ_{true} je určené v daném okamžiku na deformovaném tělese. V tomto případě je vyjádřeno jako

$$\sigma_{\text{true}} = \frac{F}{A}, \quad (4.3)$$

kde A je plocha v daném okamžiku zatěžování. Skutečné napětí lze vyjádřit v závislosti na nominálním napětím vztahem [6]

$$\sigma_{\text{true}} = \sigma_{\text{nom}}(1 + \varepsilon_{\text{nom}}). \quad (4.4)$$

Tento výraz předpokládá, že změna objemu vzorku je nulová a deformace vzorku po jeho délce je rovnoměrná [6].

Skutečné napětí bývá používáno ve spojení s logaritmickou mírou deformace. Logaritmická míra deformace (skutečná míra deformace) $\varepsilon_{\text{true}}$ je definována přírůstkově. Pro jednoosou napjatost jí lze zapsat výrazem [31]

$$d\varepsilon_{\text{true}} = \frac{dl}{l}, \quad (4.5)$$

kde dl je diferenciální změna délky a l je aktuální délka. Tato míra je tedy vztažena k deformované konfiguraci tělesa. Integrací lze získat výraz

$$\varepsilon_{\text{true}} = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) = \ln(1 + \varepsilon_{\text{nom}}). \quad (4.6)$$

Nominální rychlost deformace lze určit pomocí vztahu [6]

$$\dot{\varepsilon}_{\text{nom}} = \frac{d\varepsilon_{\text{nom}}}{dt} = \frac{d}{dt} \left(\frac{l(t) - l_0}{l_0} \right) = \frac{1}{l_0} \frac{dl(t)}{dt} = \frac{v(t)}{l_0}, \quad (4.7)$$

kde $v(t)$ je rychlost posunutí čelisti lisu. Skutečnou rychlost deformace lze určit pomocí vztahu

$$\dot{\varepsilon}_{\text{true}} = \frac{d\varepsilon_{\text{true}}}{dt} = \frac{d}{dt} \left[\ln \left(\frac{l(t)}{l_0} \right) \right] = \frac{1}{l(t)} \frac{dl(t)}{dt} = \frac{v(t)}{l(t)}. \quad (4.8)$$

U houževnatých materiálů, viz obr. 4.1 křivky b) a c), dochází po překročení maximálního nominálního napětí, při kterém je ještě deformace rovnoměrná po délce vzorku, k lokálnímu zúžení průřezu vzorku tzv. „neckingu“ [6]. Deformace se následně lokalizuje do této oblasti. Potom již nelze použít vztahy (4.4) a (4.6), které předpokládají rovnoměrnou deformaci po délce vzorku. Závislost skutečného napětí na logaritmické deformaci po překročení maximálního nominálního napětí lze aproximovat exponenciální funkcí ve tvaru, viz obr. 4.2 b), [19], [25]

$$\sigma_{\text{true}} = k \exp \left(M \varepsilon_{\text{true}}^{\beta} \right), \quad \varepsilon_{\text{true}} \geq \varepsilon_{\text{true},0} = \ln(1 + \varepsilon_{\text{nom},0}), \quad (4.9)$$

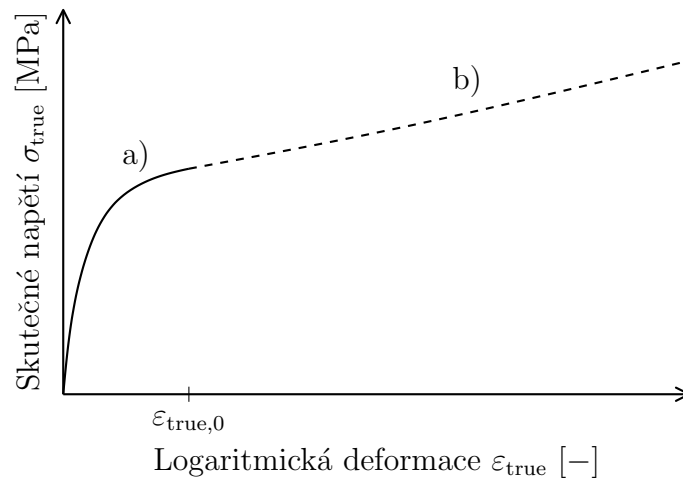
kde k , M a β jsou materiálové parametry. Materiálové parametry lze určit tak, aby byla zajištěna spojitost skutečného napětí určeného z experimentů a aproximované funkce. Derivace funkce (4.9) má tvar

$$\frac{d\sigma_{\text{true}}}{d\varepsilon_{\text{true}}} = k \exp \left(M \varepsilon_{\text{true}}^{\beta} \right) M \beta \varepsilon_{\text{true}}^{\beta-1}. \quad (4.10)$$

Z důvodu spojitosti v první derivaci v bodě, ve kterém $\varepsilon_{\text{true}} = \varepsilon_{\text{true},0}$, musí platit

$$M = \frac{\varepsilon_{\text{true},0} \left. \frac{d\sigma_{\text{true}}}{d\varepsilon_{\text{true}}} \right|_{\varepsilon_{\text{true},0}}}{\beta \varepsilon_{\text{true},0}^{\beta} \sigma_{\text{true}}|_{\varepsilon_{\text{true},0}}}, \quad k = \frac{\sigma_{\text{true}}|_{\varepsilon_{\text{true},0}}}{\exp \left(\frac{\varepsilon_{\text{true},0} \left. \frac{d\sigma_{\text{true}}}{d\varepsilon_{\text{true}}} \right|_{\varepsilon_{\text{true},0}}}{\beta \sigma_{\text{true}}|_{\varepsilon_{\text{true},0}}} \right)}. \quad (4.11)$$

Zbývá tedy určit jeden neznámý materiálový parametr β , který lze stanovit např. pomocí numerické optimalizace.

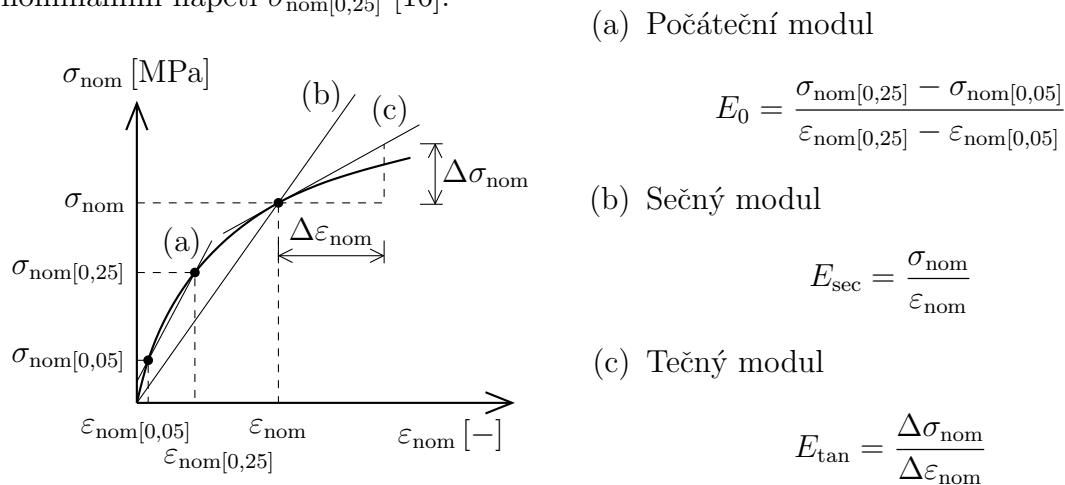


Obr. 4.2 Závislost skutečného napětí na logaritmické deformaci: a) závislost určená z experimentů b) aproximovaná závislost

Při krátkodobé zkoušce tahem je možné rozlišit různé moduly pružnosti, viz obr. 4.3, a to:

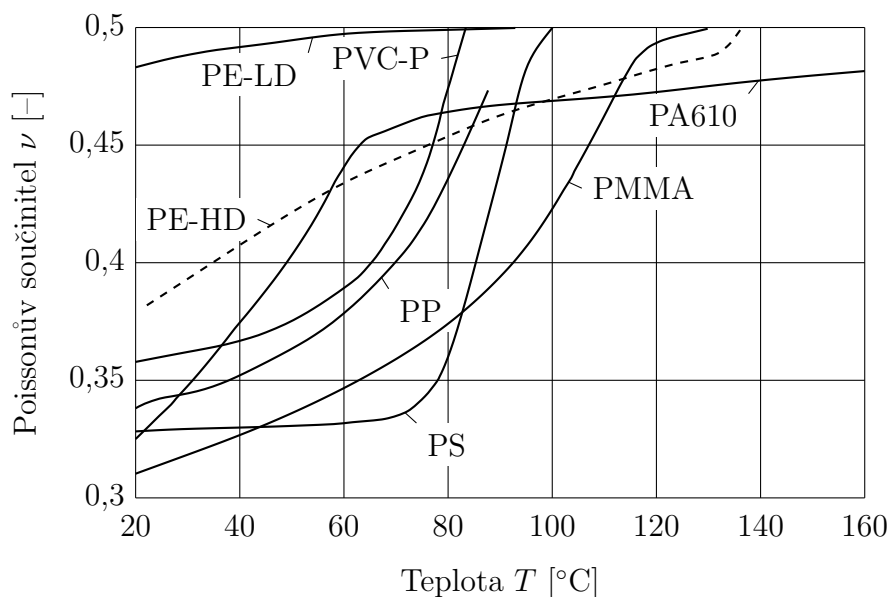
- počáteční modul E_0 ,
- sečný modul E_{sec} ,
- tečný modul E_{tan} .

Z důvodu nepřesností při měření se počáteční modul pružnosti uvažuje jako sečný modul procházející deformační křivkou v bodech, ve kterých nominální deformace dosáhla 0,05 % $\varepsilon_{\text{nom}[0,05]}$ při nominálním napětí $\sigma_{\text{nom}[0,05]}$ a 0,25 % $\varepsilon_{\text{nom}[0,25]}$ při nominálním napětí $\sigma_{\text{nom}[0,25]}$ [16].



Obr. 4.3 Definování různých modulů pružnosti [16]

Poissonův součinitel ν se u termoplastových materiálů obvykle pohybuje v rozmezí od 0,3 do 0,5 [34]. U některých termoplastových materiálů je velmi závislý na teplotě, viz obr. 4.4.



Obr. 4.4 Závislost Poissonova součinitele vybraných termoplastů na teplotě [34]

4.1.1.2 Dlouhodobé mechanické vlastnosti

U termoplastů dochází při konstantním napětí k pomalému nárůstu deformace v čase. Tento jev se označuje jako tečení (creep, kríp), které je navíc závislé na teplotě a úrovni napětí. Pro návrhy konstrukcí s dlouhodobou životností je nutné tento jev zohlednit. Místo klasického modulu pružnosti získaného z krátkodobé zkoušky je proto nutné použít tzv. modul tečení.

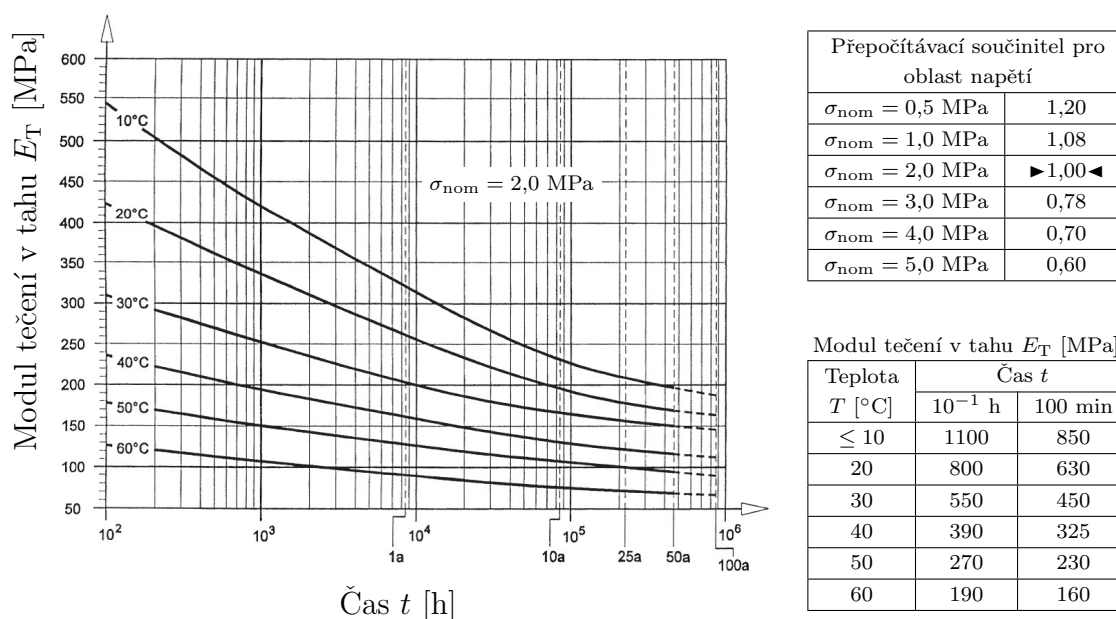
Modul tečení lze stanovit z dlouhodobé zkoušky tahem [64], ohybem [65] a tlakem.

Modul tečení v tahu je vyjádřený jako poměr napětí a deformace při tečení v tahu

$$E_T(t) = \frac{\sigma_{\text{nom}}}{\varepsilon_{\text{nom}}(t)}, \quad (4.12)$$

$$\varepsilon_{\text{nom}}(t) = \frac{\Delta l(t)}{l_0}, \quad (4.13)$$

kde σ_{nom} je nominální napětí, $\varepsilon_{\text{nom}}(t)$ je nominální deformace v čase, $\Delta l(t)$ je změna délky v čase a l_0 je počáteční délka [27]. Na obr. 4.5 je uvedena závislost modulu tečení na napětí, teplotě a čase pro vysokohustotní polyethylen (PE100).

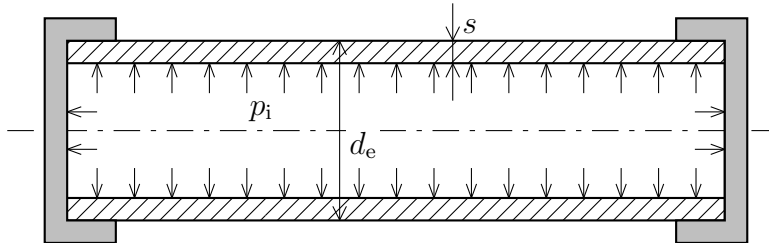


Obr. 4.5 Závislost modulu tečení v tahu na napětí, teplotě a čase pro PE-HD (PE100) [97]

Dlouhodobá pevnost termoplastů se zkouší na trubkách zatížených vnitřním přetlakem. Při této zkoušce je zkušební vzorek namáhán víceosou napjatostí. Postup zkoušky je definován směrnici [68] nebo normou [58]. Zkušební těleso (obr. 4.6) se stává z trubky a koncových uzávěrů. Vnitřní přetlak je aplikován pomocí média (při teplotách do 95 °C se používá voda). Délka trubky je omezena v závislosti na jejím průměru. Zkouška se provádí za určité teploty a při obvodovém napětí σ_v , které je definováno tzv. kotlovým vzorcem

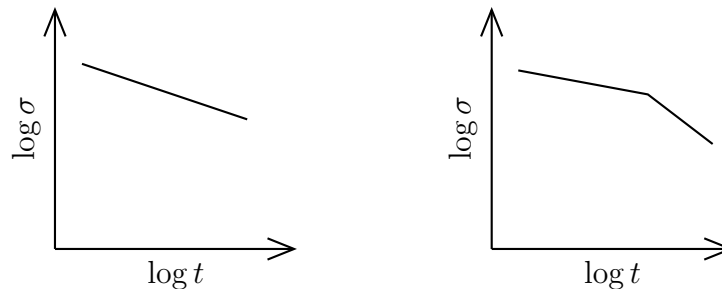
$$\sigma_v = p_i \frac{d_e - s}{2s} \equiv K, \quad (4.14)$$

kde p_i je vnitřní tlak média, d_e je vnější průměr potrubí a s je tloušťka stěny potrubí. Obvodové napětí je totožné s mezí pevnosti (pevností při tečení) K uvedené v normě [53]. Doba od začátku zkoušky do porušení potrubí se označuje jako životnost. Pro jednu zkušební teplotu je zjišťována životnost trubky nejméně při třech různých zkušebních napětích [27].

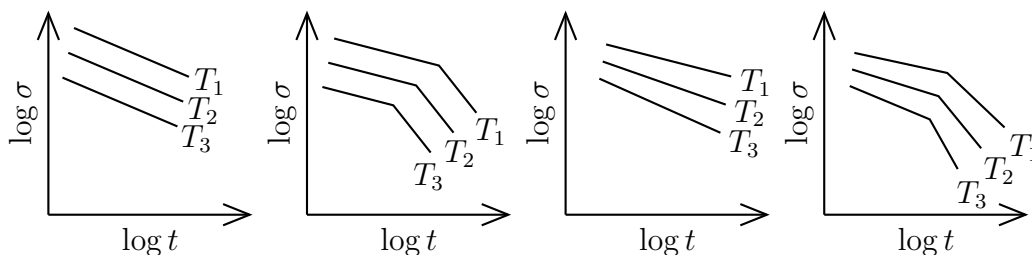


Obr. 4.6 Schéma zkušebního tělesa [68], [58]

Vyhodnocení zkoušek se provádí graficko-statistickým postupem. Výsledky se graficky vynesou do souřadnicového systému s dvojitě logaritmickým dělením. Na vodorovnou souřadnicovou osu se vynáší životnost (čas do porušení) a na svislou souřadnicovou osu obvodové napětí (mez pevnosti). Body se stejnou teplotou se proloží jednou přímkou nebo dvěma přímkami podle charakteru lomu. Vznikne tak lineární nebo bilineární křivka životnosti, viz. obr. 4.7 a 4.8 [27]. Životnost potrubí z určitého termoplastového materiálu, při určité teplotě a napětí může dosahovat 50 let i více. Tak dlouhé zkoušky není výhodné provádět, proto se používají metody extrapolace dle [66]. Ty se provádějí na základě skutečnosti, že k porušení testovaných potrubí dochází dříve při vyšších teplotách, proto se výsledky získané při vyšších teplotách extrapolují na nižší teploty [27].



Obr. 4.7 Charakteristické tvary křivek životnosti při dané teplotě [27]

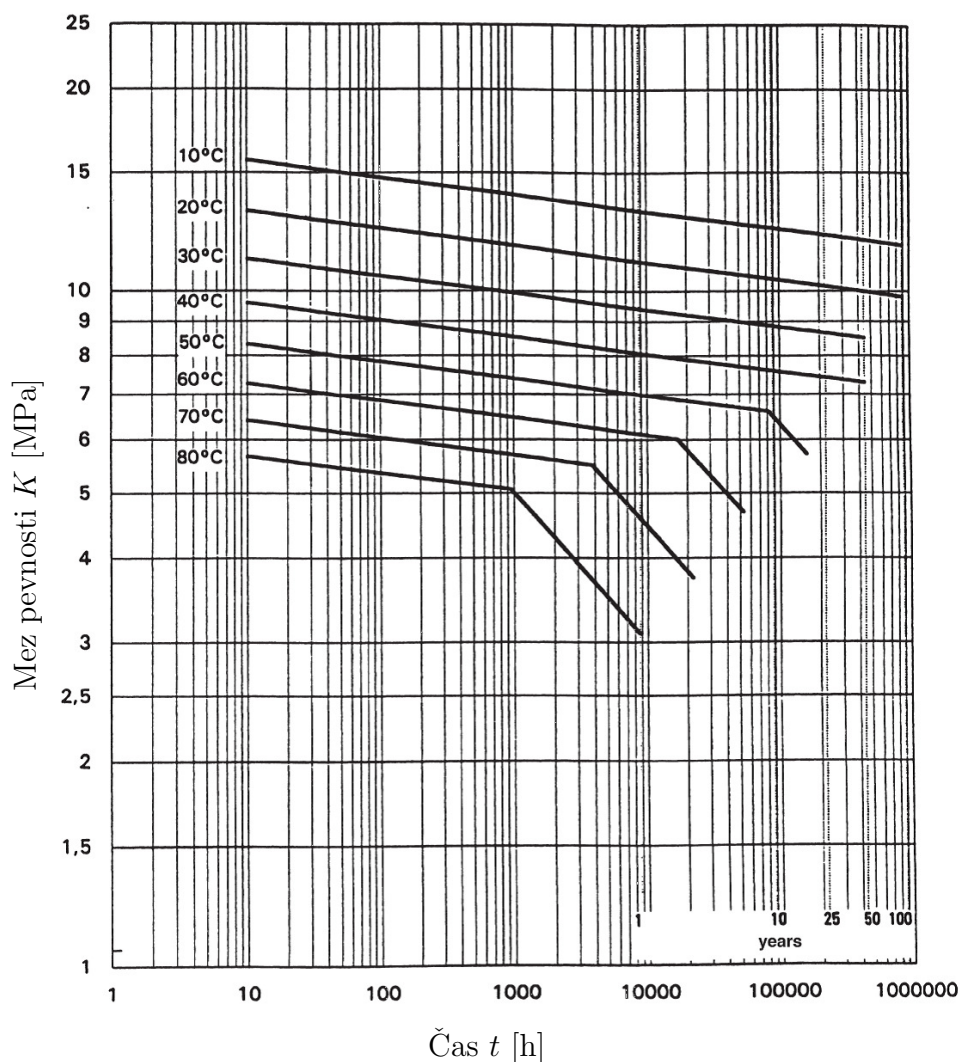


Obr. 4.8 Charakteristické tvary křivek životnosti při různých zkušebních teplotách [27]

Pro ilustraci je na obr. 4.9 závislost pevnosti při tečení na teplotě a čase pro vysokohustotní polyethylen (PE 100).

Velmi často se u vysokohustotních polyethylenů používá označení např. PE 80 nebo PE 100, kde číslo za PE označuje MRS (Minimum Required Strength), tzv. minimální požadovanou pevnost. Což je veličina s rozměrem napětí, která představuje 97,5 % dolní meze spolehlivosti předpokládané pevnosti při 20 °C a době 50 let. Klasifikační číslo je desetinásobkem hodnoty MRS, vyjádřené v MPa (např. pro PE 100 odpovídá MRS hodnotě 10 MPa) [27], [59].

Podle směrnic [44], [45] a normy [53] je nezbytné posuzovat termoplastové konstrukce s ohledem na jejich předpokládanou životnost na základě tří kritérií. Jedná se o posouzení napětí, posouzení posunutí či deformace a posouzení stability.



Obr. 4.9 Závislost meze pevnosti na teplotě a čase pro PE-HD (PE100) [97]

4.2 Zeminy

Zemina je z fyzikální stránky velmi složitý materiál. Od jiných látek se liší hlavně tím, že sestává ze tří složek (pevné, kapalné a plynné) [43]. Vzájemný poměr těchto tří složek a jejich vzájemný vztah je faktorem, který výrazně ovlivňuje chování zeminy jako celku.

Zeminy lze zatřídit či rozdělit do různých kategorií podle tzv. indexových vlastností. Indexové vlastnosti charakterizují zeminu jako celek, popisují její jednotlivé složky a určují jejich vzájemný poměr. Patří mezi ně např. pórovitost, vlhkost, objemová hmotnost, hustota pevných částic, konzistence, zrnitost, aj.

Rozdělení a zatřídění zemin lze provést podle současně platných norem [60] a [61]. Pro pojmenování zemin je základní charakteristikou velikost zrna. Norma [60] uvádí rozdělení podle velikosti zrna.

Platné normy [60] a [61] neuvádějí pro kategorie zemin mechanické parametry. Ty lze nalézt v již zrušené normě [48], která však používá odlišnou klasifikaci zemin. Norma uvádí tři výchozí skupiny klasifikačního systému, a to

- jemnozrnné zeminy F (F1 – F8),
- písčité zeminy S (S1 – S5),
- štěrkovité zeminy G (G1 – G5).

Podrobnější informace o klasifikaci lze nalézt v normě [48]. Německá směrnice [44] rozděluje zeminy do čtyř skupin G1 až G4. Přiřazení zemin uvedených v [44] a v [48] je uvedeno v podkapitole 6.1.

Dále jsou popsány mechanické vlastnosti zemin, které jsou stěžejní pro statickou analýzu konstrukcí v zemním prostředí, a to deformační charakteristiky a parametry pevnosti zemin.

4.2.1 Deformační charakteristiky

Mezi významné deformační charakteristiky zemin patří zejména edometrický modul E_{oed} , deformační modul E_{def} a Poissonův součinitel ν .

Edometrický modul E_{oed} je deformační charakteristika zeminy pro vyjádření závislosti napětí na deformaci. Používá se pro případy, kdy se zemina nemůže přetvářet do stran a nastává pouze jednoosá deformace. Se vzrůstajícím napětím edometrický modul většinou vzrůstá, musí se tedy uvést rozsah napětí, pro který byl edometrický modul stanoven [43]. Edometrický modul se stanovuje v laboratorních podmínkách pomocí přístroje zvaného edometr.

Deformační modul E_{def} je deformační charakteristika zeminy pro vyjádření závislosti napětí na deformaci. Používá se pro případy, kdy je zemině umožněno deformovat se do stran. Stanovuje se ze zkoušek in situ. Závislost stlačení na zatížení není lineární, je proto možné rozlišit tři hodnoty deformačního modulu [43]:

- počáteční deformační modul,
- tečnový deformační modul,
- sečnový deformační modul.

Vztah mezi deformačním a edometrickým modulem je přibližně definován vztahy

[48], [43]

$$E_{\text{oed}} = \frac{1}{\beta} E_{\text{def}}, \quad (4.15)$$

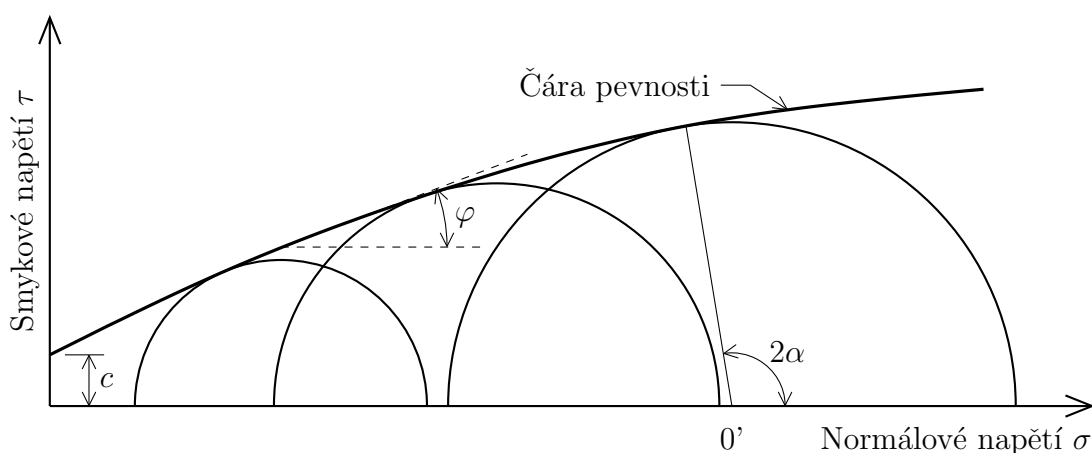
$$\beta = 1 - \frac{2\nu^2}{1 - \nu} \quad (4.16)$$

kde ν je Poissonův součinitel.

4.2.2 Parametry pevnosti zemin

Zeminy se nejčastěji porušují smykovým namáháním [29]. Pro určení smykových parametrů pevnosti zeminy se často provádí tzv. triaxiální zkouška, při které je vzorek zeminy ve tvaru válce zatěžován svisle rostoucím hlavním napětím σ_1 a horizontálně konstantními hlavními napětími $\sigma_2 = \sigma_3$ [43].

K porušeným vzorkům zeminy lze sestrojít Mohrovy kružnice. K sestrojeným Mohrovým kružnicím pro všechny vzorky lze vytvořit jejich obalovou křivku, viz obr. 4.10, vyjadřující čáru pevnosti zeminy.

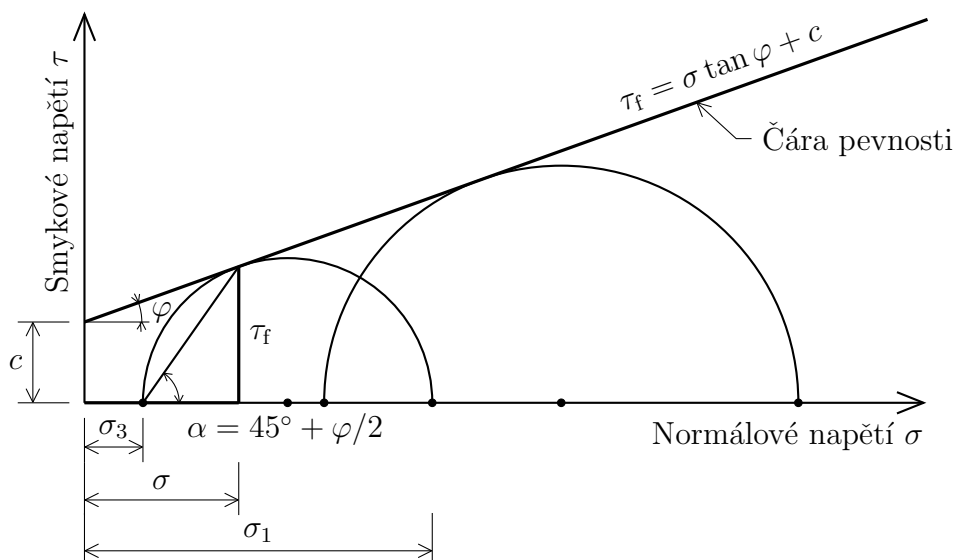


Obr. 4.10 Skutečná čára pevnosti [40]

Pro výpočty je dostačující nahrazení obalové křivky přímkou, viz obr. 4.11, vyjádřenou Coulombovým vztahem

$$\tau_f = \sigma \tan \varphi + c, \quad (4.17)$$

kde τ_f je pevnost ve smyku, σ normálové napětí působící na smykovou plochu, φ úhel vnitřního tření a c je koheze zeminy. Úhel vnitřního tření φ a koheze c představují smykové parametry pevnosti. Zeminy se podle parametrů stanovujících jejich pevnost rozdělují na soudržné a nesoudržné [29].


Obr. 4.11 Mohrovo-Coulombovo zobrazení [43]

Mezi soudržné zeminy patří jílovité zeminy. Smyková pevnost soudržných zemin je určena úhlem vnitřního tření φ a také soudržností (kohezí) c . S větším obsahem vody se soudržnost zmenšuje. Díky kohezi mohou tyto zeminy přenést i napětí v tahu. Soudržné zeminy mají malou propustnost, proto jejich konsolidace probíhá dlouhodobě [40], [29], [43].

K nesoudržným zeminám patří sypké zeminy (štěrky, písky). Smyková pevnost je dána úhlem vnitřního tření φ . Soudržnost (koheze) u nesoudržných zemin je rovna nule. Tyto zeminy mají dobrou propustnost, a proto u nich dochází k rychlejší konsolidaci [40], [29], [43].

Významným faktorem, který ovlivňuje mechanické vlastnosti zeminy, je voda. Obecně je známo, že voda nemůže přenášet smykové namáhání. To je v zemině přenášeno pouze její pevnou složkou (zrny). Na velikost smykové pevnosti má tedy vliv normálové napětí přenášené zrny tzv. efektivní napětí σ_{ef} . Naopak normálové napětí přenášené vodou tzv. pórový tlak (neutrální napětí) u ke smykové únosnosti zeminy nepřispívá. Je proto vhodné rozdělit celkové nebo také totální normálové napětí σ_{tot} působící v zemině na část přenášenou pevnou složkou zeminy a na část přenášenou složkou kapalnou. Celkové nebo také totální napětí lze tedy vyjádřit vztahem [40]

$$\sigma_{tot} = \sigma_{ef} + u. \quad (4.18)$$

Zatížením zemního tělesa nasyceného vodou se změny i velikost totálního napětí a pórového tlaku v jeho určitém materiálovém bodě. U zemin s velkou propustností přitom dochází ke snadnému vytlačení vody z pórů zeminy a tím k rychlému vyrovnání pórového tlaku. Vytlačení vody z pórů zeminy dochází k zmenšení jejich objemu a tím k sedání (konsolidaci). Veškeré zatížení je brzy přenášeno pevnou složkou zeminy a nikoliv kapalnou. Dojde tedy k rychlému zvýšení efektivního napětí σ_{ef} , které přispívá ke smykové únosnosti zeminy [43]. U zemin s malou propustností je odtok vody z pórů zeminy velmi pomalý, následkem toho sedání (konsolidace) probíhá déle. Přírůstek zatížení je zpočátku přenášen zejména kapalnou složkou zeminy, což způsobí zvýšení pórového tlaku u , který nepřispívá ke smykové pevnosti

zeminy [43]. Snižování pórového tlaku a nárůst efektivního napětí je u zemin s malou propustností velmi pomalý. Vzhledem k uvedeným skutečnostem je nutné rozlišit pevnost zeminy podle (4.17):

- v totálních parametrech φ_u, c_u ,
- v efektivních parametrech φ_{ef}, c_{ef} .

Pevnost zemin v totálních parametrech se používá pro případy, kdy se nemění obsah vody v pórech zeminy [43]. Používá se pro zeminy s malou propustností např. pro jíly. Pevnost zemin ve smyku podle (4.17) definovaná v totálních parametrech je definována vztahem

$$\tau_f = \sigma_{tot} \tan \varphi_u + c_u. \quad (4.19)$$

Pevnost zemin v efektivních parametrech se používá pro zeminy s velkou propustností např. pro písky a štěrky, u kterých konsolidace probíhá v převážné míře během stavby. Pevnost zemin ve smyku podle (4.17) definovaná v efektivních parametrech je definována vztahem [43]

$$\tau_f = (\sigma_{tot} - u) \tan \varphi_{ef} + c_{ef} = \tau_f = \sigma_{ef} \tan \varphi_{ef} + c_{ef}. \quad (4.20)$$

5 Technologie výstavby a obnovy potrubí

Výstavba nových potrubních systémů se provádí pomocí [36]:

- pokládky v otevřené rýze,
- řízeného horizontálního vrtání,
- pluhování,
- frézování.

Obnova potrubních systémů se provádí pomocí [57] [36]:

- údržby a opravy,
- renovace:
 - vyvložkováním kontinuálními trubkami (Relining),
 - vyvložkováním těsně přiléhajícími trubkami (Close-fit),
 - vyvložkováním trubkami vytvrzovanými na místě (CIPP),
 - vyvložkováním jednotlivými trubkami,
 - vyvložkováním vloženými hadicemi,
 - vyvložkováním spirálovitě vinutými trubkami,
 - jinými metodami renovace,
- bezvýkopovou výměnou:
 - výměnou s roztrháním stávajícího potrubí (Berstlining),
 - výměnou (mikro) tunelováním,
 - ostatními bezvýkopovými metodami výměny,
- výměnou v otevřené rýze.

Norma [57] uvádí základní názvosloví pro obnovu potrubních systémů. Vybrané termíny jsou:

- obnova - všechny prostředky pro obnovení nebo zlepšení funkce stávajícího potrubního systému,
- renovace - činnost týkající se celé původní konstrukce potrubí nebo jeho části, kterou se dosahuje zlepšení stávající funkce,
- výměna - obnova stávajícího potrubního systému instalací nového potrubního systému bez využití původní konstrukce.

Dále bude pozornost zaměřena na vybrané technologie výstavby a obnovy potrubních systémů, které se liší statickým chováním či působením různých účinků zatížení.

5.1 Výstavba nových potrubních systémů

Mezi výstavbu nových potrubních systémů patří pokládka nebo výměna v otevřené rýze, řízené horizontální vrtání či pluhování.

5.1.1 Pokládka nebo výměna v otevřené rýze

Pokládka nového potrubí nebo výměna stávajícího potrubí v otevřené rýze, viz obr. 5.1, je metodou nejjednodušší avšak nejpracnější.

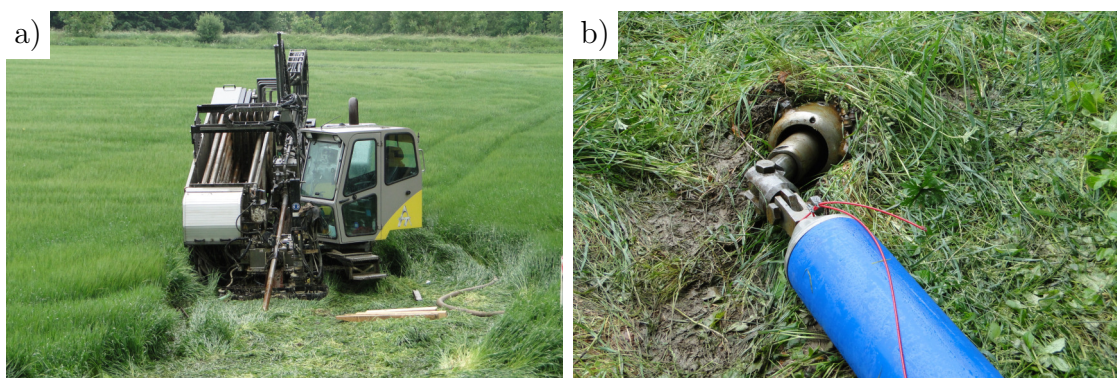
Statickou únosnost potrubí instalovaného touto metodou ovlivňuje několik činitelů. Je to zejména hloubka uložení, rozměr a tvar výkopu, materiál obsypu, zásypu a rostlého terénu, způsob hutnění, výskyt podzemní vody či zatížení působící na povrch terénu.



Obr. 5.1 Pokládka v otevřené rýze [90]

5.1.2 Řízené horizontální vrtání

V současné době je řízené horizontální vrtání (obr. 5.2) asi nejvíce rozšířený způsob bezvýkopové pokládky nových potrubních systémů [36].



Obr. 5.2 Řízené horizontální vrtání a) strojní technika, b) potrubí s vrtnou hlavou [101]

Postup metody lze rozdělit do několika fází. Nejprve se pomocí strojní sestavy provede vrt malého průměru. Při vrtání se vhání směs bentonitu a vody přes

vysokotlaké trysky do zeminy. Trasu vrtu lze řídit kombinováním způsobů vrtání – rotační vrtání pro přímý postup vrtu a hydraulické vrtání pro vychylování vrtné hlavy do požadovaného směru [22], [36].

Vrtáním se zemina kolem termoplastového potrubí rozruší. Zpočátku není zemina v okolí plně zhutněná. Její konsolidace probíhá v čase v závislosti na typu zeminy. Při vhánění bentonitové směsi se prostor v okolí termoplastového potrubí utěsňuje. Systém potrubí-zemina může tedy spolupůsobit již krátce po instalaci [36].

5.1.3 Pluhování

Pokládka potrubního systému se provádí pomocí speciální pluhovací sestavy [36]. Ta se skládá z pluhovacího zařízení a výkonného tahače. Pluhovací zařízení slouží k zarývání potrubí. Tahač je opatřen lanovým navijákem a radlicí, která slouží jako kotva. Při zarývání potrubí je pluhovací zařízení přitahováno tahačem pomocí lana.

Rozlišují se dva způsoby pluhování, a to nekonečné a raketové. Při nekonečném pluhování není potrubí v zemině taženo, ale do rýhy se pokládá viz 5.3. Je vhodné pro úseky delší než 1 km. Naopak při raketovém pluhování je potrubí namontováno přímo na rydlo a vtahováno do rýhy [36]. Je vhodné pro kratší úseky. Výhodou raketového pluhování je, že při pokládce velkých průměrů vznikne v zemině pouze malý zářez.



Obr. 5.3 Nekonečné pluhování [87]

Pokládku lze provádět pouze na nezpevněných plochách. Výhodou metody pluhování je vysoká rychlost pokládky, významná finanční úspora a minimální dopad na životní prostředí [99].

Pokládkou pomocí metody pluhování dojde k vytvoření rýhy nad potrubím a rozrušení zeminy kolem potrubí. Šířka rýhy závisí na způsobu pluhování a průměru potrubí. Po instalaci termoplastového potrubí dochází ke konsolidaci zeminy. Její doba závisí na typu zeminy.

5.2 Obnova stávajících potrubních systémů

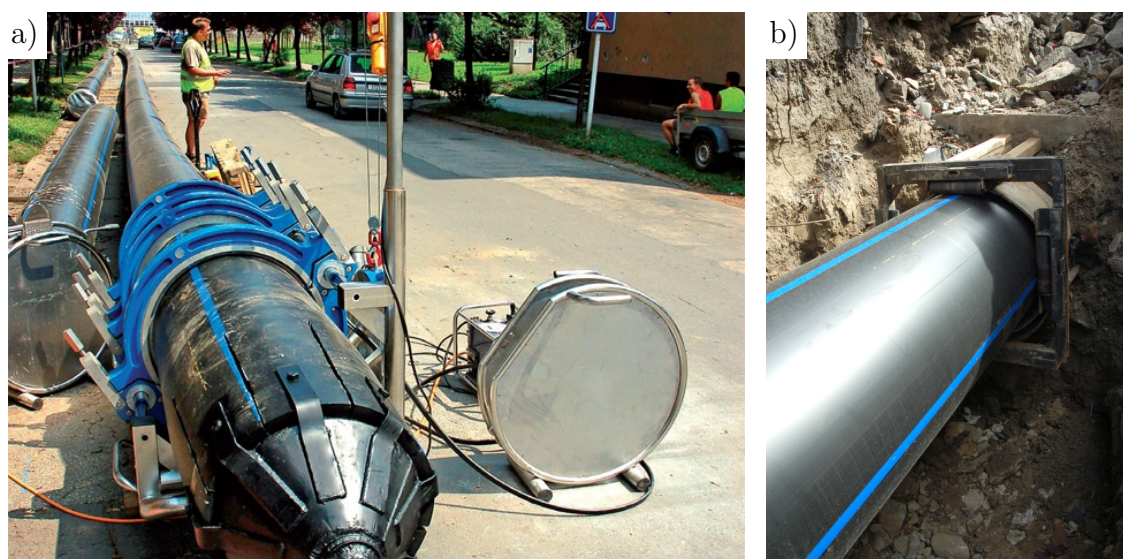
Obnova stávajících potrubních systémů se provádí pomocí údržby a opravy, renovací, bezvýkopovou výměnou nebo výměnou v otevřené rýze.

V této kapitole jsou uvedeny technologie obnovy potrubních systémů pomocí renovace vyvločkováním kontinuálními trubkami a vyvločkováním těsně přiléhajícími trubkami. Dále je zde uvedena technologie bezvýkopovou výměnou s roztrháním stávajícího potrubí.

5.2.1 Renovace vyvločkováním kontinuálními trubkami (Relining)

Jedná se o často používanou metodu pro renovaci stávajících potrubí. Principem je zatahování krátkých nebo dlouhých termoplastových trubek do starého potrubí. Na začátku a na konci rekonstruovaného úseku se musí vykopat šachty, které umožní přístup ke stávajícímu potrubí [98], [36].

Vnitřní povrch stávajícího potrubí se musí očistit a zbavit případných ostrých hran, aby nedošlo k porušení nového vtahovaného potrubí. Mezitím se může svařit nové potrubí na požadovanou délku. Na jeden konec se navaří speciální zatahovací hlava (obr. 5.4 a)), za kterou se potrubí zahákne. Jednou vstupní šachtou se protáhnou potrubím tyče do druhé šachty. Nové potrubí se zahákne a táhnutím za tyče se začne zatahovat do stávajícího potrubí. Vzdálenost obou šachet může být až 800 metrů [22].



Obr. 5.4 Renovace potrubí prováděná pomocí technologie Relining [101]

Výhodou je snadné, rychlé a ekonomické provedení. Nové potrubí je však omezeno vnitřním průměrem stávajícího potrubí a jeho trasou. Zatahovat lze pouze v přímé trase nebo v obloucích o velkých poloměrech [22]. Prostor mezi novým a stávajícím potrubím lze ponechat volný, může být zainjektován nebo na nové potrubí lze osadit středící kroužky, které zajistí vystředění nového potrubí v potrubí stávajícím. Nové termoplastové potrubí se nejčastěji svařuje metodou na tupo horkým tělesem [36]. Na obr. 5.4 b) je vidět nové termoplastové potrubí, které je zatahováno do stávajícího potrubí. Na zatahovacím otvoru jsou patrné vodící ližiny, které brání poškození nového potrubí.

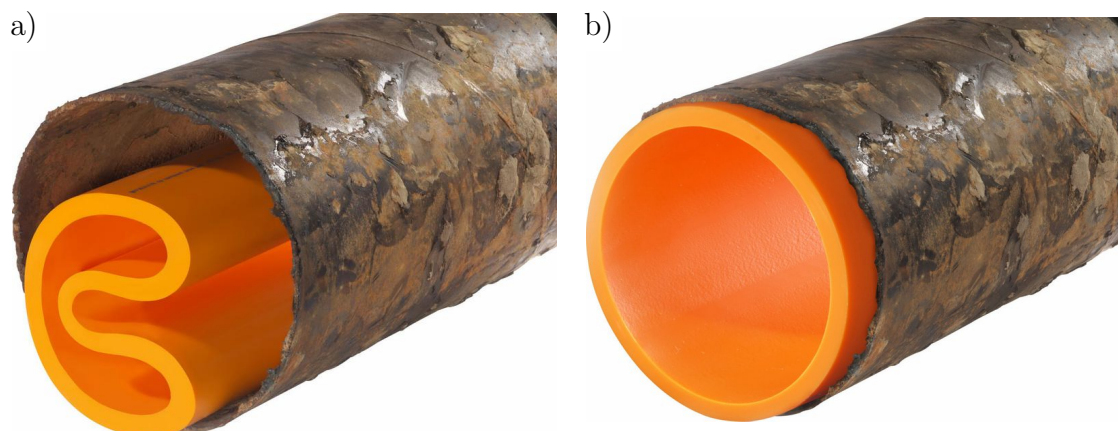
Typy zatížení, které působí na termoplastové potrubí, závisí na stavu stávajícího rekonstruovaného potrubí. Pokud staré potrubí přenáší zatížení od zeminy a dopravy, působí na nové termoplastové potrubí zejména zatížení hydrostatickým tlakem. Pokud je staré potrubí ve stavu, kdy nedokáže přenášet jakékoliv zatížení, všechny typy zatížení musí přenést nové termoplastové potrubí [45], [47].

5.2.2 Renovace vyvločkováním těsně přiléhajícími trubkami (Close-Fit)

Metody renovace těsně přiléhajícím potrubím se označují jako metody Close-Fit. Patří mezi ně technologie Compact Pipe, Swagelining, Rolldown a další [22], [36]. Princip metod je podobný. Nejprve se potrubí zdeformuje do vhodného tvaru, který umožní snazší instalaci. Poté se potrubí vrátí do původního tvaru a přilehne ke starému potrubí.

5.2.2.1 Compact Pipe

Nové plastové potrubí se před zatahováním do stávajícího potrubí zdeformuje do tvaru C (obr. 5.5 a)), čímž se dočasně zmenší jeho průměr. Deformace probíhá pod kontrolou ve výrobě. Po zabudování do stávajícího potrubí je do nového potrubí přivedena pára o tlaku cca 0,1 MPa. Tím se deformované potrubí vyrovná do původního tvaru (obr. 5.5 b)). Lépe přilne k povrchu starého potrubí [22]. Dojde tak k minimální redukci průměru starého potrubí.



Obr. 5.5 Technologie Compact Pipe [101]

5.2.2.2 Swagelining

Oproti technologii Compact Pipe se deformace neprovádí do tvaru C, ale konstantně se změní průměr celého potrubí. To se provádí protahováním potrubí skrz redukci za současného zahřívání na vyšší teplotu. Díky tomu lze nové potrubí bez větších problémů vtáhnout do starého potrubí. Pro urychlení vrácení do původního tvaru se může potrubí uzavřít a natlakovat vodou [22], [36].

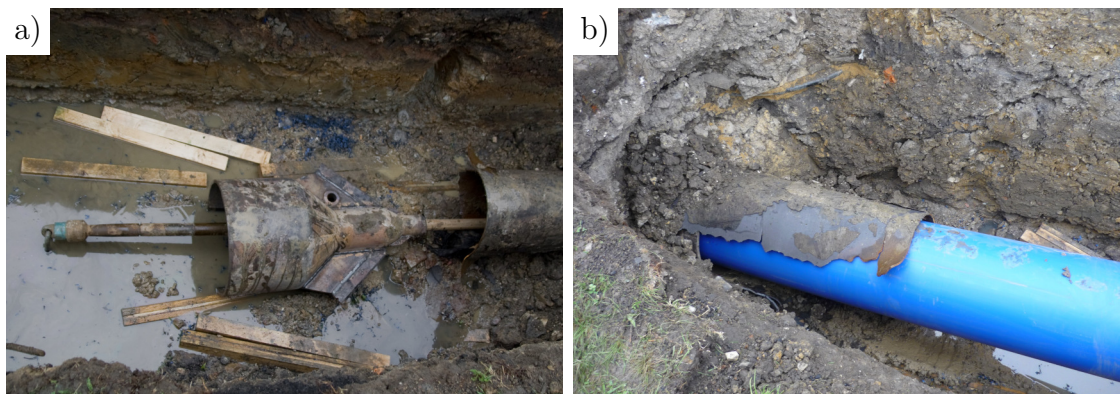
5.2.2.3 Rolldown

Metoda Rolldown je velice podobná metodě Swagelining, pouze se při redukování průměru nové potrubí nezahřívá [22].

Typy zatížení, které působí na termoplastové potrubí, závisí, podobně jako u metody Relining, na stavu starého potrubí [45], [47]. Výhodou metod Close-Fit je, že spolupůsobení starého a nového potrubí je více zajištěno, protože velikost mezery mezi novým a starým potrubím je minimální.

5.2.3 Výměna s roztrháním stávajícího potrubí (Berstlining)

Principem metody berstlining (obr. 5.6) je rozrušení starého potrubí při současném zatahování nového termoplastového potrubí. Nové potrubí může mít i větší průměr než mělo staré potrubí [22], [36].



Obr. 5.6 Berstlining a) rozšiřovací hlava, b) zatahování nového potrubí [101]

Obnova se realizuje z provozních šachet. Starým potrubím se protáhnou tyče, na jejichž jeden konec se osadí rozšiřovací hlava, za kterou se připevní nové potrubí. Při zatahování nového potrubí dochází k rozrušování starého potrubí, jehož úlomky se roztlačí do stran, čímž dojde ke zvýšení napětí v okolním zemním masivu [22]. Vlivem těchto zvýšených napětí může dojít k poškození blízkých objektů (inženýrských sítí, základů, apod.).

Technologií berstlining je možno vyměňovat pouze přímé úseky potrubí [36]. Při instalaci může dojít k poškození nového termoplastového potrubí o střepekiny či úlomky starého potrubí.

6 Metodika posuzování potrubí

Posouzení termoplastových potrubí pokládaných do otevřeného výkopu lze provést pomocí směrnice [44].

Posouzení termoplastových potrubí použitých pro určité bezvýkopové technologie (vyvložkování kontinuálními trubkami, vyvložkování těsně přiléhajícími trubkami) lze provést pomocí směrnice [45] nebo normy [47].

Pro ostatní technologie, jako např. řízené horizontální vrtání, pluhování, výměna s roztrháním stávajícího potrubí, pro jejichž statický návrh nejsou k dispozici normové podklady se návrh většinou provádí na základě zkušeností projektantů. V těchto případech je nezbytné postupovat individuálně např. s využitím výpočtových modelů na bázi metody konečných prvků.

Dále bude pozornost zaměřena na statické posuzování termoplastového potrubí pokládaného do otevřeného výkopu a statické posuzování termoplastového potrubí při technologii obnovy (vyvložkování kontinuálními trubkami, vyvložkování těsně přiléhajícími trubkami).

6.1 Statické posuzování termoplastového potrubí pokládaného do otevřeného výkopu

Statickou únosnost potrubí ovlivňuje geometrie rýhy výkopu, rozměry a materiál potrubí, zemní prostředí, způsob zásypu a zatížení. Podle poměru kruhové tuhosti potrubí a tuhosti zeminy lze stanovit jedná-li se o tuhé nebo poddajné potrubí. Při daném zatížení se poddajné potrubí oproti tuhému více deformuje. Dochází tím k rozdílnému přerozdělení zatížení. Po jeho stanovení je možné určit vnitřní síly a potrubí posoudit.

6.1.1 Geometrie rýhy výkopu

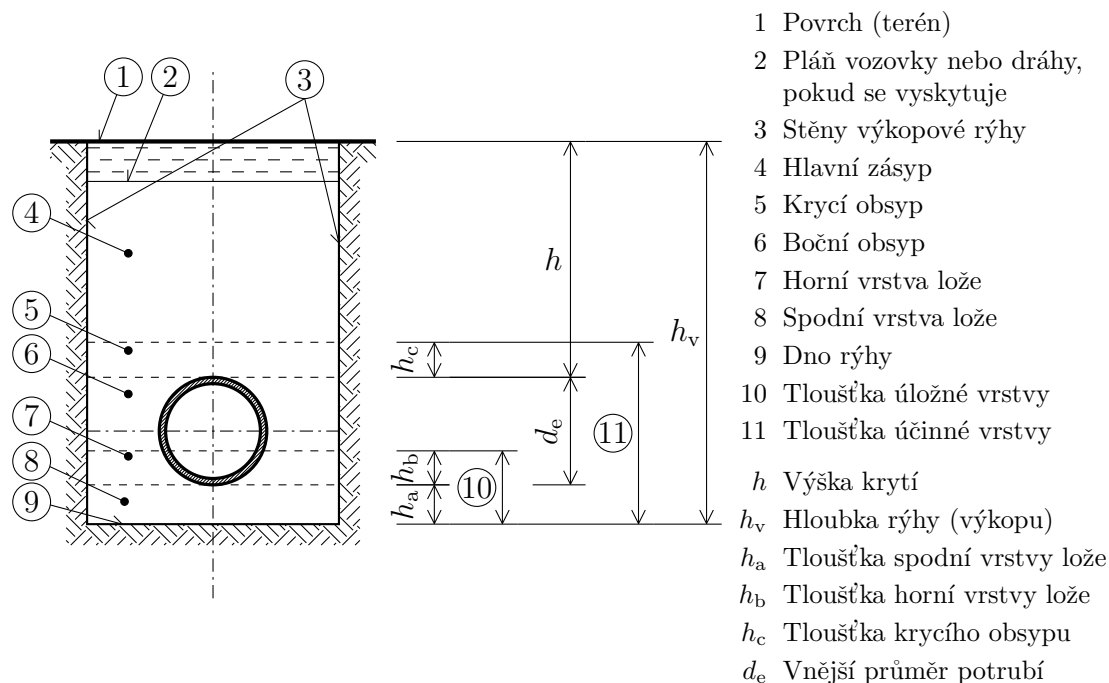
Geometrie rýhy výkopu a jednotlivé vrstvy jsou uvedeny v normách [52] a [51], viz obr. 6.1 a 6.2.

Statickou únosnost potrubí ovlivňuje zejména několik parametrů popisujících geometrii rýhy výkopu. Patří mezi ně výška krytí, šířka výkopu a úhel sklonu výkopu.

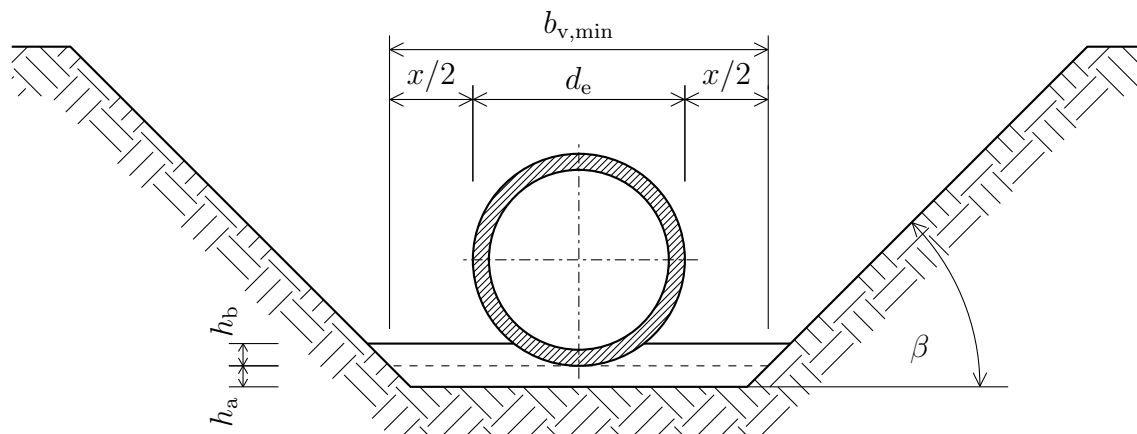
Výška krytí potrubí ovlivňuje zatížení zeminou. Čím je výška krytí větší tím větší zatížení zeminou působí na potrubí. Je nutné udržovat minimální výšku krytí nad potrubím, aby došlo k přerozdělení zatížení.

Dalším parametrem ovlivňujícím únosnost potrubí je šířka výkopu. Ta je podle normy [52] určena v úrovni horního povrchu spodní vrstvy lože a podle směrnice [44] je určena v úrovni vrcholu potrubí. Čím je šířka výkopu menší, tím více dochází k efektu spolupůsobení. V zahraniční literatuře se označuje jako „silo effect“. Je to efekt, při kterém boční zemní tlak v zásypu rýhy způsobuje tření ve stěně rýhy, přenášející část tíhy zásypu [51]. Šířka výkopu také ovlivňuje horizontální tuhost zeminy vedle potrubí. Na druhou stranu je normou [52] stanovena minimální šířka rýhy výkopu, a to z bezpečnostních důvodů. Velikost minimální šířky rýhy výkopu

v závislosti na jmenovité světlosti potrubí DN je uvedena v tab. 6.1 a závislost na hloubce rýhy je v tab. 6.2. Norma [52] uvádí, že jmenovitá světlost potrubí DN se může vztahovat buď na vnitřní průměr potrubí, nebo na vnější průměr potrubí. Ve směrnici [44] není minimální šířka rýhy výkopu stanovena.



Obr. 6.1 Ukládání potrubí v rýze [52], [51]



Obr. 6.2 Minimální pracovní prostor vedle trubky $x/2$ a úhel nezapažené stěny rýhy β [52]

Sklon stěn výkopové rýhy také ovlivňuje statickou únosnost potrubí. Čím větší sklon je tím méně dochází k efektu spolupůsobení a tím více zatížení musí přenést potrubí. Pokud lze provést výkop bez pažení, je minimální sklon stěn výkopu určen v závislosti na typu zeminy. Pro přibližné definování sklonu výkopu lze použít již zrušenou normu [49], viz tab. 6.3.

Tab. 6.1 Nejmenší šířka rýhy v závislosti na jmenovité světlosti DN [52]

DN [mm]	Nejmenší šířka rýhy $b_{v,\min}$ [mm]		
	zapažená rýha	nezapažená rýha	
		$\beta > 60^\circ$	$\beta \leq 60^\circ$
≤ 225	$b_{v,\min} = d_e + 400$	$b_{v,\min} = d_e + 400$	
> 225 až ≤ 350	$b_{v,\min} = d_e + 500$	$b_{v,\min} = d_e + 500$	$b_{v,\min} = d_e + 400$
> 350 až ≤ 700	$b_{v,\min} = d_e + 700$	$b_{v,\min} = d_e + 700$	$b_{v,\min} = d_e + 400$
> 700 až ≤ 1200	$b_{v,\min} = d_e + 850$	$b_{v,\min} = d_e + 850$	$b_{v,\min} = d_e + 400$
> 1200	$b_{v,\min} = d_e + 1000$	$b_{v,\min} = d_e + 1000$	$b_{v,\min} = d_e + 400$

Tab. 6.2 Nejmenší šířka rýhy v závislosti na hloubce [52]

Hloubka rýhy h_v [mm]	Nejmenší šířka rýhy $b_{v,\min}$ [mm]
< 1000	nevyžaduje se
≥ 1000 ≤ 1750	800
> 1750 ≤ 4000	900
> 4000	1000

Tab. 6.3 Přibližné sklony šikmých svahů v dočasných výkopech [49]

Zemina	Úhel sklonu výkopu β [°]
prachovitá hlína, jílovitý štěrk	75
hlína, jíl, jílovitá hlína	63 - 75
jílovitý písek	63
hlinitý písek, písčité hlína, písčité štěrk	45

6.1.2 Materiál potrubí

Materiál potrubí je důležitým parametrem ovlivňujícím jeho únosnost, deformaci a stabilitu. Materiálové charakteristiky pro vybraná termoplastová potrubí jsou uvedeny v tab. 6.4 podle [44].

Na obr. 4.5 byla uvedena závislost modulu tečení na napětí, teplotě a čase pro PE-HD a na obr. 4.9 byla uvedena závislost meze pevnosti při tečení na teplotě a čase také pro PE-HD, přičemž směrnice [44] tyto závislosti zjednodušuje a definuje pouze diskrétní hodnoty obou veličin, a to krátkodobé a dlouhodobé.

Směrnice [69] uvádí tabulku, viz tab. 6.5, ve které srovnává mechanické parametry termoplastových materiálů podle [44] a [69]. Navíc byla do tabulky pro

srovnání přidána hodnota modulu tečení pro PE 80 a PE 100 ze směrnice [45]. Hodnoty v tabulce však nejsou úplně srovnatelné, jelikož ve směrnici [44] a [45] jsou uvedené pro 50 let a ve směrnici [69] pro 25 let. Nicméně i přesto je zde patrný nesoulad hodnot. Hodnoty pevnosti podle [69] určené ze zkoušky vnitřním přetlakem definované pro 25 let jsou mnohem menší než hodnoty pevnosti podle [44] a [45] určené z dlouhodobé zkoušky ohybem definované pro 50 let.

Tab. 6.4 Materiálové hodnoty pro potrubí [44]

Materiál	Modul tečení za ohybu E_B		Objemová tíha γ [kN/m ³]	Tahová pevnost za ohybu σ_{BT}	
	Krátkodobá hodnota $E_{B,S}$ [MPa]	Dlouhodobá hodnota $E_{B,L}$ [MPa]		Krátkodobá hodnota $\sigma_{BT,S}$ [MPa]	Dlouhodobá hodnota $\sigma_{BT,L}$ [MPa]
PE-HD (PE 80, PE 100)	800	200	9,4	21	14
PP-H, PP-B	1250	312	9	39	17
PP-R	800	200	9	27	14
PVC-U	3000	1500	14	90	50

Tab. 6.5 Hodnoty mechanických veličin vybraných termoplastových materiálů při teplotě 20 °C podle [44], [45] a [69]

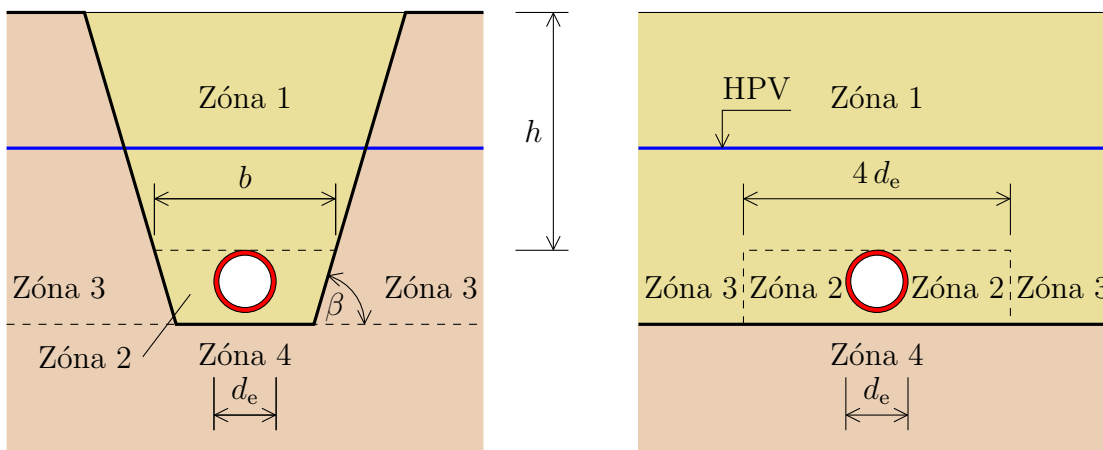
Materiál	ATV-DVWK-A 127 [44], ATV-M 127E Part 2 [45] pro 50 let		DVS 2210-1 [69] pro 25 let	
	Dlouhodobá tahová pevnost za ohybu $\sigma_{BT,L}$ [MPa]	Dlouhodobá hodnota modulu tečení za ohybu $E_{B,L}$ [MPa]	Mez pevnosti při víceosé napjatosti K [MPa]	Modul tečení v tahu E_T [MPa]
PE 80	14	200 [44], 160 [45]	8,2	235
PE 100	14	200 [44], 160 [45]	10,2	235
PP-H	17	312	10,4	330
PP-B	17	312	9,0	275
PP-R	14	200	10,0	276
PVC-U	50	1500	25,8	1600

6.1.3 Zemní prostředí

Při statickém posouzení musí být definováno zemní prostředí kolem potrubí. Směrnice [44] definuje čtyři zóny kolem potrubí, viz obr. 6.3:

- Zóna 1** zásypová zemina nad potrubím (hlavní zásyp a krycí obsyp),
- Zóna 2** obsypová zemina (boční obsyp a horní vrstva lože),
- Zóna 3** rostlá zemina vedle potrubí,
- Zóna 4** zemina pod potrubím.

Jednotlivé zóny zemního prostředí mají různé vlivy na statickou únosnost potrubí. Zemina v zóně 1 přispívá k zatížení potrubí její vlastní tíhou. Způsob zásypu této zóny má vliv na efekt spolupůsobení. Velký vliv na únosnost poddajných potrubí mají deformační vlastnosti zeminy zejména v zóně 2, ale i v zóně 3. Deformační vlastnosti zemín ve všech zónách ovlivňují přerozdělení zatížení nad potrubím.



Obr. 6.3 Zemní profil kolem potrubí umístěného pokládkou do otevřeného výkopu [44]

Pro každou zónu musí být definován materiál zeminy. Směrnice [44] rozděluje zeminy do čtyř skupin:

- G1 - nesoudržné zeminy,
- G2 - slabě soudržné zeminy,
- G3 - smíšené soudržné zeminy,
- G4 - soudržné zeminy.

Pro každou skupinu zemín je definována objemová tíha nasycené $\gamma_{S,sat}$ a nenasycené zeminy γ_S , úhel vnitřního tření φ a hodnota deformačního modulu E_{def} v závislosti na míře zhutnění zeminy, viz tab. 6.6. Stupeň zhutnění zvláště obsypové zeminy má dominantní vliv na chování systému potrubí [70].

Skupiny zemín uvedené v tab. 6.6 lze srovnat s třídami zemín uvedenými v normě [48], která je již zrušena. Srovnání je uvedené v tab. 6.7. Na normu [48] se také odkazuje norma [70].

Tab. 6.6 Typy zemin a jejich vlastnosti podle [44]

Skupina	Objemová tíha zeminy	Objemová tíha nasycené zeminy	Úhel vnitřního tření	Deformační modul E_{def} [MPa] při stupni zhutnění v [%]					
	γ_s [kN/m ³]	$\gamma_{s,sat}$ [kN/m ³]	φ [°]	85	90	92	95	97	100
G1	20	11	35	2	6	9	16	23	40
G2	20	11	30	1,2	3	4	8	11	20
G3	20	10	25	0,8	2	3	5	8	13
G4	20	10	20	0,6	1,5	2	4	6	10

Tab. 6.7 Srovnání typů zemin dle [44] a [48]

ATV-DVWK-A 127		Přibližně odpovídající zeminy dle ČSN 73 1001		
skupina	název	symbol	název	třída
G1	nesoudržné zeminy	GW	šterk dobře zrněný	G1
		GP	šterk špatně zrněný	G2
		SW	písek dobře zrněný	S1
		SP	písek špatně zrněný	S2
G2	slabě soudržné zeminy	G-F	šterk s příměsí jemnozrnné zeminy	G3
		S-F	písek s příměsí jemnozrnné zeminy	S3
		MG	hlína šterkovitá	F1
		CG	jíl šterkovitý	F2
		MS	hlína písčitá	F3
		CS	jíl písčitý	F4
G3	smíšené soudržné zeminy	GM	šterk hlinitý	G4
		GC	šterk jílovitý	G5
		SM	písek hlinitý	S4
		SC	písek jílovitý	S5
		ML	hlína s nízkou plasticitou	F5
		MI	hlína se střední plasticitou	F5
G4	soudržné zeminy	CL	jíl s nízkou plasticitou	F6
		CI	jíl se střední plasticitou	F6
		MH	hlína s vysokou plasticitou	F6
		MV	hlína s velmi vysokou plasticitou	F7
		CH	jíl s vysokou plasticitou	F8

6.1.4 Zatížení

Směrnice [44] zohledňuje různé zatěžovací stavy, a to:

- zatížení vlastní tíhou potrubí,
- zatížení vlastní tíhou zeminy,
- ostatní plošné zatížení,
- zatížení dopravou,
- zatížení vnitřním přetlakem,
- zatížení vnějším hydrostatickým tlakem.

Podobně definuje zatěžovací stavy i norma [70]. Zatížení dopravou a ostatní plošné zatížení nazývá jako zatížení povrchu terénu.

6.1.4.1 Zatížení vlastní tíhou potrubí

Zatížení vlastní tíhou u menších průměrů potrubí není tak významné vzhledem k ostatnímu typu zatížení. U větších průměrů potrubí je nutné vliv zatížení vlastní tíhou započítat.

6.1.4.2 Zatížení zeminou

Pro zohlednění efektu spolupůsobení se česká norma [70] odkazuje na směrnici [44]. Svislý tlak zeminy od vlastní tíhy v určité hloubce h lze určit podle [44] jako

$$p_E = \kappa \gamma_S h, \quad (6.1)$$

kde κ je redukční součinitel zahrnující efekt spolupůsobení. Pokud by efekt spolupůsobení nebyl účinný, potom by $\kappa = 1$. Se zvětšující se šířkou výkopu b se κ blíží k 1. Svislé napětí od vlastní tíhy zeminy je závislé na šířce a sklonu výkopu. Pro šikmé stěny výkopu je nutné lineárně interpolovat mezi hodnotami $\kappa = 1$ pro úhel sklonu $\beta = 0$ a κ určeného pro úhel sklonu $\beta = 90^\circ$.

6.1.4.3 Povrchové zatížení

Svislý tlak zeminy od plošného zatížení na povrchu p_0 se určí jako

$$p_E = \kappa_0 p_0, \quad (6.2)$$

kde κ_0 je redukční součinitel pro plošná zatížení zohledňující efekt spolupůsobení [44].

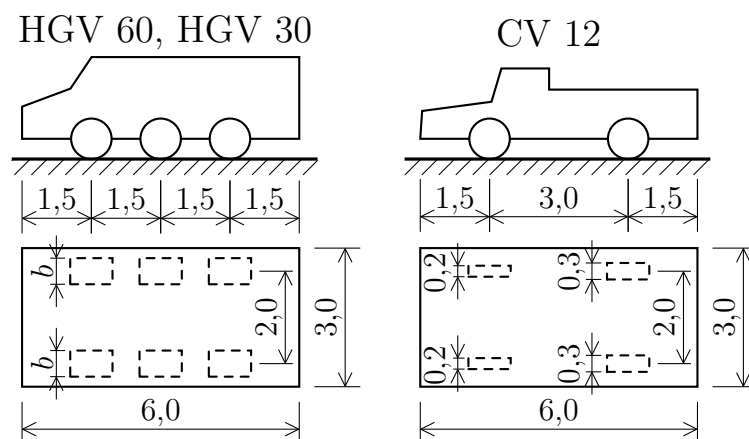
Norma [70] se pro stanovení zatížení sněhem odkazuje na normu [55].

6.1.4.4 Zatížení dopravou

Zatížení dopravou lze rozdělit na silniční, železniční a leteckou. Velikost zatížení je možné definovat podle standardizovaných dopravních prostředků. Pro určení hodnot zatížení se česká odvětvová technická norma vodního hospodářství [70] odkazuje např. na normu [54]. Dále je možné určit zatížení podle [44] a nebo také podle [54].

Zatížení silniční dopravou

Pro silniční dopravu jsou ve směrnici [44] popsána standardizovaná vozidla HGV 30, HGV 60 a CV 12, která jsou definována v DIN 1072. Umístění kontaktních ploch kol těchto vozidel s povrchem vozovky je zobrazeno na obr. 6.4. Celkové zatížení od vozidla, zatížení od kola a velikost kontaktních ploch jsou definovány v tab. 6.8.



Obr. 6.4 Standardizovaná vozidla dle [44]

Tab. 6.8 Zatížení a velikost kontaktních ploch standardizovaných vozidel [44]

Standardizované vozidlo	Celkové zatížení [kN]	Zatížení od kola [kN]	Kontakt kola	
			šířka [m]	délka [m]
HGV 60	600	100	0,6	0,2
HGV 30	300	50	0,4	0,2
CV 12	120	předního: 20 zadního: 40	0,2 0,3	0,2 0,2

Svislý tlak zeminy od silniční dopravy se podle směrnice [44] stanoví dle vztahu

$$p = a_F p_F, \quad (6.3)$$

kde a_F je korekční součinitel pro dopravní zatížení a p_F je svislý tlak zeminy od kola vozidla.

Součinitel a_F je definován výrazem

$$a_F = 1 - \frac{0,9}{0,9 + \frac{4h^2 + h^6}{1,1d_m^{\frac{2}{3}}}}, \quad \text{pro } h \geq 0,5 \text{ a } d_m \leq 5,0 \text{ [m]} \quad (6.4)$$

kde d_m je střední průměr potrubí určený jako

$$d_m = \frac{d_e + d_i}{2}, \quad (6.5)$$

kde d_e je vnější průměr potrubí a d_i je vnitřní průměr potrubí.

Svislý tlak zeminy od kola vozidla p_F je aproximováno pomocí Boussinesqova modelu pružného poloprostoru

$$p_F = \frac{F_A}{r_a^2 \pi} \left\{ 1 - \left[\frac{1}{1 + \left(\frac{r_A}{h}\right)^2} \right]^{\frac{3}{2}} \right\} + \frac{3F_E}{2\pi h^2} \left[\frac{1}{1 + \left(\frac{r_E}{h}\right)^2} \right]^{\frac{5}{2}}, \quad (6.6)$$

kde F_A je síla od kola vozidla, F_E náhradní síla, r_A náhradní poloměr pro kolo vozidla a r_E náhradní poloměr. Hodnoty těchto parametrů jsou uvedeny v tab. 6.9. Tyto parametry byly určeny na základě hodnot definovaných v tab. 6.8. Jsou získány přepočtem z obdélníkové zatěžovací plochy na kruhovou.

Tab. 6.9 Pomocná zatížení a pomocné poloměry [44]

Standardizované vozidlo	Pomocné zatížení F_A [kN]	Pomocné zatížení F_E [kN]	Pomocný poloměr r_A [m]	Pomocný poloměr r_E [m]
HGV 60	100	500	0,25	1,82
HGV 30	50	250	0,18	1,82
CV 12	40	80	0,15	2,26

Podle [44] je svislý tlak zeminy od silniční dopravy přenásoben dynamickým součinitelem φ

$$p_v = \varphi p. \quad (6.7)$$

Hodnoty dynamického součinitele φ pro jednotlivá standardizovaná vozidla jsou uvedeny v tab. 6.10.

Tab. 6.10 Hodnoty dynamických součinitelů φ pro standardizovaná vozidla [44]

Standardizované vozidlo	Dynamický součinitel φ [-]
HGV 60	1,2
HGV 30	1,4
CV 12	1,5

Další rozdělení zatížení od vozidel lze najít v normě [54]. Ta rozděluje dopravní a parkovací plochy do dvou kategorií podle toho, pro jaká vozidla jsou přístupná, viz tab. 6.11.

Tab. 6.11 Dopravní a parkovací plochy v pozemních stavbách [54]

Kategorie dopravních ploch	Účel použití	Příklady
F	dopravní a parkovací plochy pro lehká vozidla (celková tíha vozidla ≤ 30 kN a s nejvýše 8 sedadly kromě řidiče)	garáže; parkovací plochy a parkovací garáže
G	dopravní a parkovací plochy pro středně těžká vozidla (30 kN $<$ celková tíha vozidla ≤ 160 kN, na dvě nápravy)	přístupové cesty; zásobovací oblasti, přístupové zóny pro požární mobilní techniku (≤ 160 kN celkové tíhy vozidla)

Norma [54] používá model jedné nápravy o celkovém zatížení Q_k , které se používá pro stanovení lokálních účinků. Definuje také spojité zatížení q_k , které se používá pro stanovení celkových účinků. Charakteristické hodnoty pro obě kategorie jsou definovány v tab. 6.12. Rozměry nápravy jsou uvedeny na obr. 6.5, kde pro kategorii F se strana čtvercové plochy $a = 100$ mm a pro kategorii G se $a = 200$ mm.

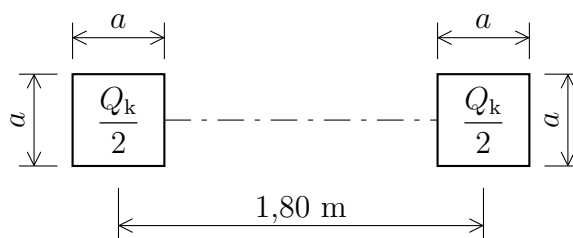
Tab. 6.12 Užiténá zatížení garáží a dopravních ploch pro vozidla [54]

Kategorie dopravních ploch	Spojité zatížení q_k [kN/m ²]	Celkové zatížení Q_k [kN]
Kategorie F Celková tíha vozidla ≤ 30 kN	q_k	Q_k
Kategorie G 30 kN $<$ celková tíha vozidla ≤ 160 kN	5,0	Q_k

Poznámka 1: V kategorii F lze hodnotu q_k zvolit v rozmezí 1,5 až 2,5 kN/m² a hodnotu Q_k v rozmezí 10 až 20 kN.

Poznámka 2: V kategorii G lze hodnotu Q_k zvolit v rozmezí 40 až 90 kN/m².

Poznámka 3: Tam, kde je v poznámkách 1 a 2 uvedeno rozmezí hodnot, může se hodnota určit v národní příloze. Doporučené hodnoty jsou podtrženy.



Obr. 6.5 Model nápravy dle [54]

Norma [56] definuje pro silniční dopravu tři modely zatížení.

První model reprezentuje soustředěná i rovnoměrná zatížení, která zahrnují většinu účinků dopravy nákladními a osobními vozidly [56]. Model sestává z modelu dvojnápravy a ze spojitého zatížení. Dvojnáprava má kontaktní plochu kola ve tvaru čtverce o straně 0,4 m.

Druhý model je jedna nápravová síla působící na definované dotykové ploše pneumatik [56]. Velikost nápravové síly je 400 kN včetně dynamického součinitele redukovaná součinitelem, který zohledňuje skupinu pozemních komunikací. Dotyková plocha kola je uvažována jako obdélník o rozměrech $0,6 \times 0,35$ m. Osová vzdálenost kol je 2 m.

Třetí model je soubor soustav nápravových sil představujících zvláštní vozidla [56]. V příloze normy jsou stanoveny třídy zvláštních vozidel, jejich označení, celková tíha a skladba náprav.

Z předchozího plyne, že existuje více zatěžovacích modelů pro silniční dopravu. Záleží tedy na konkrétní situaci, na typu komunikace, na dopravních prostředcích a na požadavcích investora, jaký model zvolit. Srovnáním typů vozidel podle jejich celkových zatížení lze konstatovat, že nejlehčí typy vozidel jsou v kategorii dopravních ploch F podle [54]. Kategorie dopravních ploch G [54] přibližně odpovídá vozidlu CV 12 [44]. Nejtěžší typ vozidla HGV 60 [44] odpovídá nejlehčí třídě zvláštních vozidel dle [56]. Výhodou směrnice [44] je, že podle uvedených vztahů lze jednoduše určit zatížení od silniční dopravy na potrubí.

Zatížení železniční dopravou

Norma [56] definuje pět modelů pro železniční zatížení:

- model zatížení 71, který reprezentuje normální železniční dopravu,
- model SW/2, který reprezentuje těžká zatížení,
- model HSLM, který reprezentuje zatížení osobních vlaků o rychlostech vyšších než 200 km/h,
- model zatížení „nezatížený vlak“, který reprezentuje účinek nezatíženého vlaku.

Model zatížení 71 je také definován ve směrnici [44], která ho označuje jako UIC 71. Pro tento zatěžovací model je v obou normativních uveden stejný zatěžovací diagram. Hodnoty svislého tlaku zeminy od dopravy p v hloubce h jsou stanoveny směrnicí [44], viz tab. 6.13. Mezi hodnotami v tabulce lze lineárně interpolovat.

Tab. 6.13 Svislé zatížení od železniční dopravy [44]

Hloubka uložení h [m]	Svislý tlak zeminy od dopravy p [kN/m ²]	
	1 vlak	2 a více vlaků
1,50	48	48
2,75	39	39
5,50	20	26
$\geq 10,00$	10	15

Podle směrnice [44] je svislý tlak zeminy od železniční dopravy přenásoben dynamickým součinitelem φ

$$p_v = \varphi p, \quad (6.8)$$

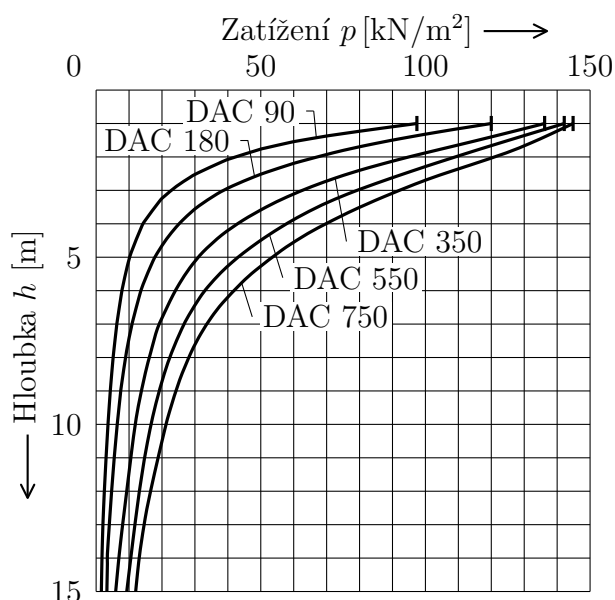
který je definován rovnicí

$$\varphi = 1,40 - 0,10(h - 0,60) \geq 1,0. \quad (6.9)$$

Směrnice [44] zohledňuje pouze model zatížení 71.

Zatížení leteckou dopravou

Svislý tlak zeminy od letecké dopravy p_v je určen dle směrnice [44] v diagramu na obr. 6.6 pro typy letadel DAC 90 až DAC 750.



Obr. 6.6 Svislé zatížení od letecké dopravy [44]

Podle směrnice [44] je svislý tlak zeminy od letecké dopravy přenásoben dynamickým součinitelem φ

$$p_v = \varphi p, \quad (6.10)$$

který je definován konstantní hodnotou $\varphi = 1,50$.

6.1.4.5 Zatížení vnějším hydrostatickým tlakem

Zatížení vnějším hydrostatickým tlakem je definováno známým výrazem jako

$$p_e = h_w \rho_w g, \quad (6.11)$$

kde h_w je výška hladiny vody nad uvažovaným místem, ρ_w hustota vody a g je gravitační zrychlení.

6.1.5 Přerozdělení zatížení

Svislý tlak zeminy od vlastní tíhy zeminy a plošného zatížení je možné přerozdělit v závislosti na interakci potrubí se zeminou. Norma [70] uvádí neurčitě, že zemní tlak na zasypané potrubí se v obecném případě stanoví individuálně, na základě analýzy staticky i kinematicky přípustného pole přetvoření potrubí a přilehlé zeminy. Směrnice [44] uvádí podrobnou metodiku pro zohlednění této interakce. Podle poměru kruhové tuhosti potrubí a horizontální tuhosti zeminy v zóně 2 (vedle potrubí) rozlišuje, jedná-li se o poddajné nebo o tuhé potrubí. Na základě toho definuje působící zatížení od zeminy a jeho velikost.

6.1.5.1 Kruhová tuhost potrubí

Kruhovou tuhost termoplastových trubek s kruhovým průřezem lze určit zkouškou podle normy [67]. Princip zkoušky spočívá ve stlačování potrubí umístěného mezi dvěma rovnoběžnými deskami konstantní rychlostí. Kruhová tuhost S_0 , označovaná také jako SN, se určí jako

$$S_0 = \left(0,0186 + 0,025 \frac{y}{d_i} \right) \frac{F}{l y} \cdot 10^3 \quad \text{kN/m}^2, \quad (6.12)$$

kde y je stlačení, které odpovídá deformaci 3 %, d_i je vnitřní průměr trubky, F je síla, která odpovídá 3 % deformaci trubky a l je délka zkušebního tělesa.

Pro výpočet kruhové tuhosti potrubí lze také použít vztah vycházející z ohybu na zakřiveném prutu [35]

$$S_0 = \frac{E_B I}{d_m^3}, \quad (6.13)$$

kde E_B je modul tečení za ohybu, I je moment setrvačnosti průřezu stěny potrubí na 1 m běžné délky.

Směrnice [44] definuje kruhovou tuhost potrubí odlišně

$$S_P = \frac{E_B I}{r_m^3}, \quad (6.14)$$

kde r_m je střední poloměr potrubí.

Srovnáním rovnic (6.13) a (6.14) plyne, že

$$S_P = 8 S_0. \quad (6.15)$$

6.1.5.2 Horizontální tuhost zeminy

Horizontální tuhost zeminy v zóně 2 je podle směrnice [44] definována vztahem

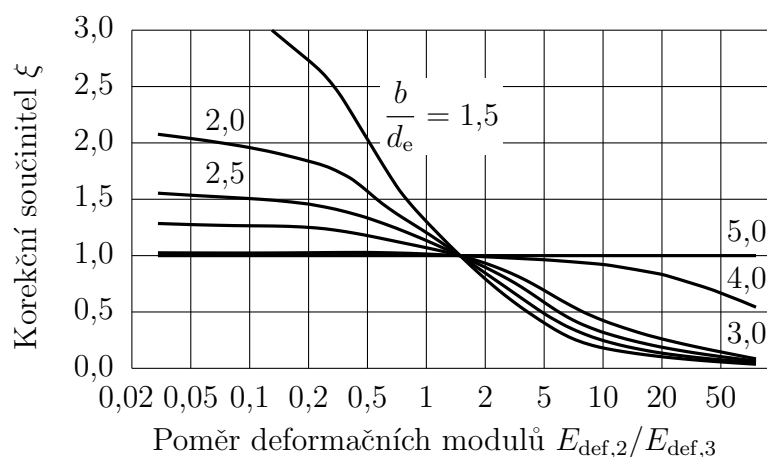
$$S_{Bh} = 0,6 \xi E_{\text{def},2}, \quad (6.16)$$

kde ξ je korekční součinitel pro horizontální tuhost zeminy závisící na průměru potrubí d_e , šířce výkopu b a poměru deformačních modulů zemín v zóně 2 a 3 $E_{\text{def},2}/E_{\text{def},3}$ (obsypové a rostlé zeminy vedle potrubí), viz obr. 6.7.

Jestliže $E_{\text{def},2}/E_{\text{def},3} \leq 1$, je deformační modul zeminy v zóně 3 (rostlé zeminy vedle potrubí) větší než deformační modul zeminy v zóně 2 (obsypové zeminy).

Potom je hodnota součinitele $\xi > 1$. Zemina v zóně 3 (rostlá zemina vedle potrubí) tedy přispívá k horizontální tuhosti. A naopak pokud $E_{\text{def},2}/E_{\text{def},3} > 1$, je zemina v zóně 3 (rostlé zeminy vedle potrubí) poddajnější než zemina v zóně 2 (obsypové zeminy). Hodnota součinitele $\xi < 1$ a zemina v zóně 3 omezuje horizontální tuhost.

Další vliv na součinitel ξ a tím i na horizontální tuhost zeminy má poměr b/d_e . Čím je tento poměr větší, tím menší vliv má poměr deformačních modulů $E_{\text{def},2}/E_{\text{def},3}$ na součinitel ξ .



Obr. 6.7 Korekční součinitel pro horizontální tuhost zeminy ξ [44]

6.1.5.3 Poddajné a tuhé potrubí

Podle poměru kruhové tuhosti potrubí a horizontální tuhosti zeminy [44]

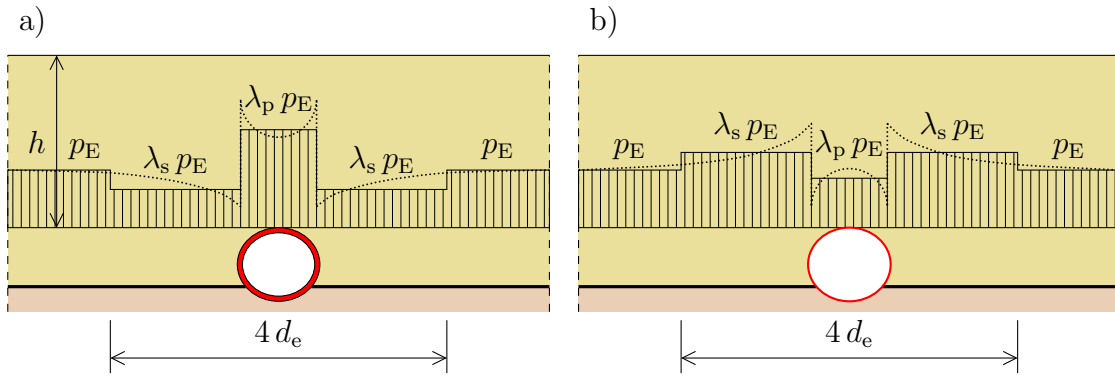
$$V_{\text{PS}} = \frac{S_{\text{P}}}{S_{\text{Bh}}} \quad (6.17)$$

je rozlišeno, jedná-li se o tuhé potrubí $V_{\text{PS}} > 1$ nebo poddajné potrubí $V_{\text{PS}} \leq 1$ [10]. Na základě toho je definováno zatížení působící na potrubí a jeho velikost.

Svislý tlak zeminy od vlastní tíhy zeminy a plošného zatížení p_{E} je přerozdělen nad potrubí a nad zeminu vedle potrubí. Velikost přerozdělení je dána součiniteli λ_{P} pro tlak nad potrubím a λ_{S} pro tlak vedle potrubí, viz obr. 6.8. Z obrázku je patrné, že nad tuhým potrubím ve srovnání s potrubím poddajným se koncentruje více zatížení. U poddajného potrubí se zatížení více přenáší okolní zeminou. Svislé zatížení na potrubí je určeno vztahem [44]

$$q_{\text{v}} = \lambda_{\text{PG}} p_{\text{E}} + p_{\text{v}}, \quad (6.18)$$

kde λ_{PG} součinitel koncentrace pro tlak nad potrubím zahrnující vliv šířky výkopu.



Obr. 6.8 Přerozdělení tlaku zeminy pro a) tuhé potrubí, b) poddajné potrubí [44]

Horizontální tlak zeminy od vlastní tíhy zeminy a plošného zatížení je stanoven pomocí součinitele zemního tlaku v zóně 2 (v obsypové zemině). Ten je určen podle toho, jedná-li se o tuhé nebo poddajné potrubí a podle typu zeminy v zóně 2, viz tab. 6.14. Horizontální zatížení působící na potrubí je potom stanoveno podle výrazu [44]

$$q_h = K_2 \left(\lambda_s p_E + \gamma_s \frac{d_e}{2} \right). \quad (6.19)$$

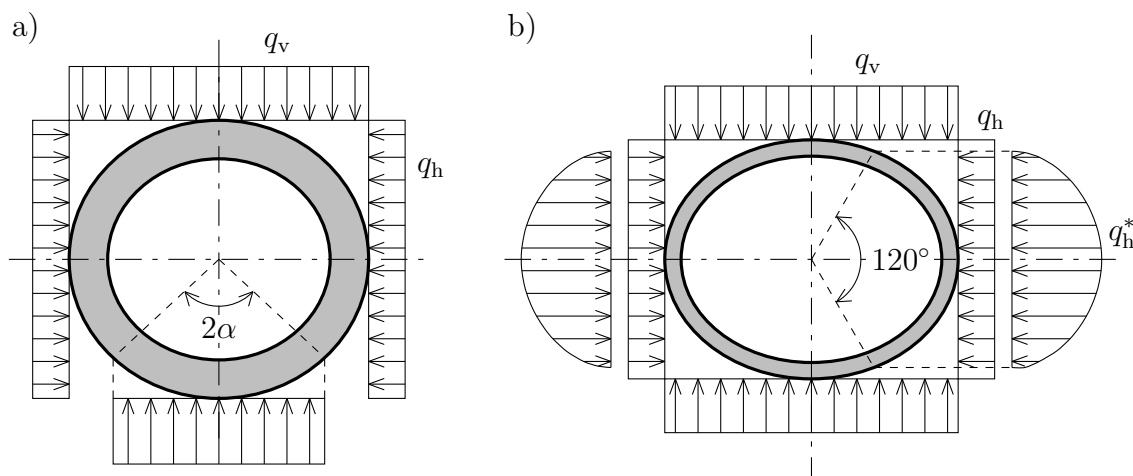
Tab. 6.14 Součinitel zemního tlaku v zóně 2 [44]

Skupina zeminy	Součinitel zemního tlaku v zóně 2 $K_2 [-]$	
	$V_{PS} > 1$	$V_{PS} \leq 1$
G1	0,5	0,4
G2	0,5	0,3
G3	0,5	
G4	0,5	
Horizontální reakce uložení	$q_h^* = 0$	$q_h^* > 0$

Na poddajné potrubí působí navíc horizontální reakce uložení

$$q_h^* = \frac{c_{h,qv} q_v + c_{h,qh} q_h}{V_{PS} - c_{h,qh^*}}, \quad (6.20)$$

viz obr. 6.9. Úhel 2α je úhel uložení potrubí, $c_{h,qv}$, $c_{h,qh}$, c_{h,qh^*} jsou deformační součinitel podle [44], jejich odvození lze nalézt např. v [24].



Obr. 6.9 Zatížení potrubí a) tuhého, b) poddajného [10]

Chování plastového potrubí v interakci se zeminou je ve většině případech poddajné, takže se nejčastěji uvažuje zatížení uvedené na obr. 6.9 případ b).

6.1.6 Vnitřní síly

Vnitřní síly působící na potrubí lze určit pomocí metodiky uvedené např. v [24]. Použitím silové metody zde byly odvozeny analytické vztahy pro výpočet vnitřních sil (a posunutí) od jednotlivých typů zatížení. Ty byly vyčísleny a tabelovány pro diskrétní místa potrubí. Hodnoty jsou uvedeny ve formě bezrozměrných součinitelů, které nezahrnují zatížení, rozměr ani tuhost potrubí.

Stejný přístup používá i směrnice [44]. Ta definuje vztahy pro výpočet momentů a normálových sil v závislosti na zatížení, rozměrech potrubí a součinitelích. Ty závisejí na uložení potrubí, typu zatížení a jsou definovány pro patu, bok a vrchol potrubí. Např. moment od svislého zatížení je určen jako

$$M_{qv} = m_{qv} q_v r_m^2 \quad (6.21)$$

a normálová síla

$$N_{qv} = n_{qv} q_v r_m, \quad (6.22)$$

kde m_{qv} je součinitel pro ohybový moment od svislého zatížení a n_{qv} je součinitel pro normálovou sílu od svislého zatížení.

Podobně jsou definovány ohybové momenty a normálové síly pro ostatní zatížení. Výsledný ohybový moment nebo normálová síla v daném místě potrubí je stanovena metodou superpozice.

6.1.7 Posouzení

Podle [70] se u potrubí posuzují mezní stavy únosnosti a použitelnosti. Mezní stavy únosnosti zahrnují:

- porušení - zhroucení trubního prstence,
- ztrátu stability systému jako tuhého tělesa,

- transformaci potrubí na mechanismus,
- ztrátu stability potrubí nebo jeho části včetně opěr a uložení,
- poruchu únavou nebo jinými časově závislými účinky.

Mezní stavy použitelnosti zahrnují:

- příčné a podélné deformace a posuny,
- poškození včetně trhlin,
- kmitání nebo zjevné poškození únavou a jinými časově závislými účinky.

Podle směrnice [44] je nutné potrubí posoudit s ohledem na jejich předpokládanou životnost na základě tří kritérií. Jedná se o posouzení napětí, posouzení posunutí či deformace a posouzení stability.

6.1.7.1 Posouzení napětí

Posouzení napětí se dle směrnice [44] provádí pro patu, bok a vrchol potrubí. Pro vnitřní povrch potrubí je napětí určeno jako

$$\sigma_i = \frac{N}{A} + \alpha_{ki} \frac{M}{W} \quad (6.23)$$

a pro vnější povrch potrubí jako

$$\sigma_e = \frac{N}{A} - \alpha_{ke} \frac{M}{W}, \quad (6.24)$$

kde N je normálová síla a M je moment působící na průřez stěny potrubí o ploše A a průřezovém modulu W . Korekční součinitele α_{ki} a α_{ke} zohledňují nelineární průběh napětí po výšce průřezu stěny potrubí [11] a jsou definovány jako

$$\alpha_{ki} = 1 + \frac{1}{3} \frac{s}{r_m}, \quad \alpha_{ke} = 1 - \frac{1}{3} \frac{s}{r_m}, \quad (6.25)$$

kde s je tloušťka stěny potrubí a r_m je střední poloměr potrubí.

Poměrem tahové pevnosti za ohybu σ_{BT} s hodnotami napětí určených dle (6.23) a (6.24) je definován součinitel bezpečnosti

$$S = \frac{\sigma_{BT}}{\sigma} \geq S_{nec}, \quad (6.26)$$

kde S_{nec} je minimální součinitel bezpečnosti.

Pro posouzení potrubí zatíženého dlouhodobě je tahová pevnost za ohybu definována jako

$$\sigma_{BT} = \frac{p_E \sigma_{BT,L} + p_V \sigma_{BT,S}}{p_E + p_V}. \quad (6.27)$$

Pro výpočet pevnosti by směrnice [44] měla brát v některých případech zatížení od dopravy s dlouhodobou pevností.

6.1.7.2 Posouzení posunutí a deformace

Deformace potrubí je definována v závislosti na zatížení, tuhosti potrubí, jeho geometrii a způsobu uložení. Změna průměru potrubí ve svislém směru je podle směrnice [44] určena vztahem

$$\Delta d_v = \frac{2r_m}{8S_0} (c_{v,qv} q_v + c_{v,qh} q_h + c_{v,qh^*} q_h^*) \quad (6.28)$$

a v horizontálním směru vztahem

$$\Delta d_h = \frac{2r_m}{8S_0} (c_{h,qv} q_v + c_{h,qh} q_h + c_{h,qh^*} q_h^*). \quad (6.29)$$

Celková relativní svislá změna průměru potrubí je vyjádřena v závislosti na změně jeho průměru ve svislém směru a středním průměru potrubí

$$\delta_v = \frac{\Delta d_v}{2r_m} \leq \delta_{\text{perm}}. \quad (6.30)$$

Pro potrubí o dlouhodobé životnosti je podle směrnice [44] dovolená relativní svislá změna průměru potrubí $\delta_{\text{perm}} = 6 \%$.

6.1.7.3 Posouzení stability

Posouzení stability potrubí je požadováno pro celkové svislé zatížení (zeminou, dopravou a plošným zatížením), pro zatížení vnějším hydrostatickým tlakem nebo pro jejich kombinaci [44]. Pokud je celková relativní svislá změna průměru potrubí $\delta_v > \delta_{\text{perm}}$, je nutné provést posouzení stability nelineárním výpočtem.

Směrnice rozděluje imperfekce způsobující ovalitu potrubí na dva typy:

- imperfekce vzniklé při výrobě, transportu a skladování,
- imperfekce vzniklé vlivem deformace potrubí.

Pokud nejsou tyto imperfekce blíže specifikovány, je doporučeno imperfekce od deformace potrubí zvýšit o 1 % a zahrnout tak vliv ostatních imperfekcí. Dalším typem imperfekce, které směrnice zohledňuje, je lokální imperfekce.

Kritické svislé zatížení je definováno vztahy

$$q_{v,\text{crit}} = 2 \kappa_{v2} \sqrt{8S_0 S_{\text{Bh}}} \quad \text{pro } V_{\text{PS}} \leq 0,1 \quad (6.31)$$

$$q_{v,\text{crit}} = \kappa_{v2} \left(3 + \frac{1}{3V_{\text{PS}}} \right) 8S_0 \quad \text{pro } V_{\text{PS}} > 0,1, \quad (6.32)$$

kde κ_{v2} je redukční součinitel pro svislé zatížení zahrnující vliv ovality [44]. Je definován ve formě diagramu a je závislý na úhlu vnitřního tření zeminy φ a poměru kruhové tuhosti potrubí k horizontální tuhosti zeminy V_{PS} . Součinitel bezpečnosti proti ztrátě stability od svislého zatížení je určen jako

$$S = \frac{q_{v,\text{crit}}}{q_v} \geq S_{\text{nec}}. \quad (6.33)$$

Kritický vnější hydrostatický tlak lze určit podle [44]

$$p_{e,\text{crit}} = \kappa_e \alpha_{\text{ST}} 8S_0, \quad (6.34)$$

kde α_{ST} je součinitel prolomení pro zatížení vnějším hydrostatickým tlakem a κ_e je redukční součinitel kritického zatížení vnějším hydrostatickým tlakem stanovený podle

$$\kappa_e = \kappa_{e1} \kappa_{e2}. \quad (6.35)$$

Redukční součinitel kritického zatížení κ_{e1} zahrnuje vliv lokální imperfekce a κ_{e2} imperfekce ve tvaru ovality. Součinitele κ_{e1} a κ_{e2} jsou závislé na celkové relativní svislé změně průměru potrubí δ_v , poměru středního poloměru k tloušťce stěny potrubí r_m/s a poměru kruhové tuhosti potrubí k horizontální tuhosti zeminy V_{PS} . Jsou definovány ve směrnici [44] ve formě diagramů. Součinitel bezpečnosti proti ztrátě stability od zatížení vnějším hydrostatickým tlakem je určen jako

$$S = \frac{p_{e,crit}}{p_e} \geq S_{nec}. \quad (6.36)$$

Pokud působí současně zatížení od vlastní tíhy zeminy, od dopravy a vnějším hydrostatickým tlakem je součinitel bezpečnosti definován podle

$$S = \frac{1}{\frac{q_v}{q_{v,crit}} + \frac{p_e}{p_{e,crit}}} \geq S_{nec}. \quad (6.37)$$

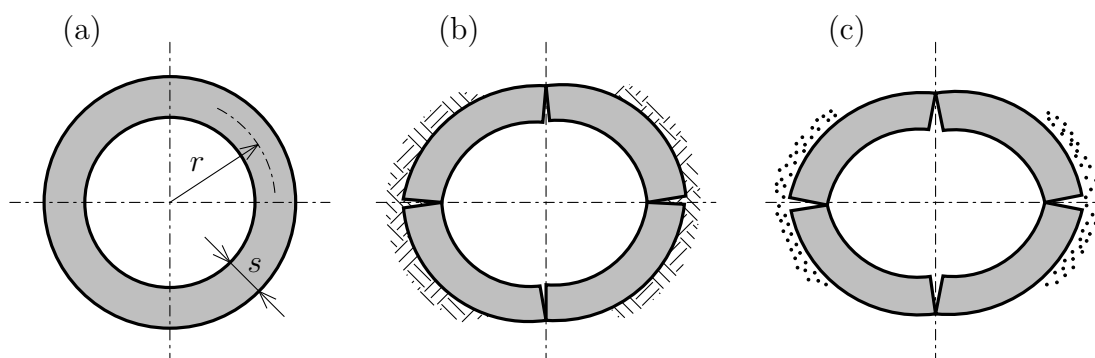
6.2 Statické posuzování termoplastového potrubí při technologii obnovy podle ATV-M 127E (2000)

Pro statické posouzení obnovovaných potrubí existuje v současné době několik norem a předpisů, např. [45] a [47]. Lze je však použít pouze pro vybrané technologie obnovy potrubí. Statický návrh a posouzení nového potrubí závisí na stavu starého potrubí, geometrii, materiálech a zatížení.

6.2.1 Stav starého potrubí

Statický návrh a posouzení nového potrubí závisí na stavu starého potrubí. Německá směrnice [45] rozlišuje tři stavy starého potrubí, viz obr. 6.10:

- Stav I – Staré potrubí je schopno samo přenášet zatížení. Stěny nemají žádné nebo pouze vlasové trhliny.
- Stav II – Staré potrubí spolu s působením zeminy může samo přenášet zatížení. Potrubí má podélné trhliny, ale malé deformace. Únosnost zemního lože na boční straně potrubí je zkontrolována dlouhotrvajícím pozorováním a penetrační zkouškou.
- Stav III – Staré potrubí spolu s působením zeminy není schopno dlouhodobě přenášet zatížení. Potrubí je výrazně zdeformováno.



Obr. 6.10 Stav starého potrubí – (a) stav I, (b) stav II, (c) stav III [45]

Na základě těchto stavů je definován postup výpočtu, působící zatížení a imperfekce.

6.2.2 Geometrie

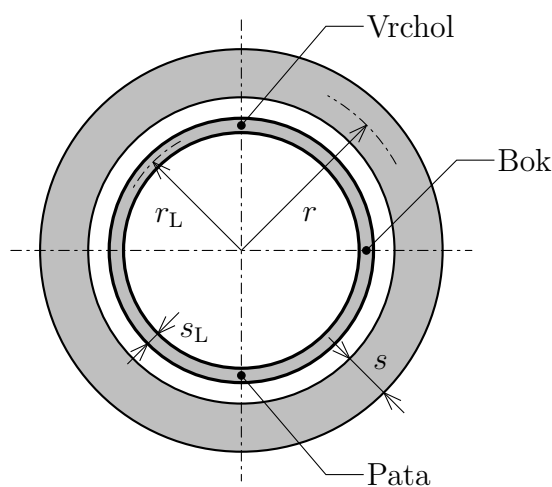
Geometrie nového i stávajícího potrubí je zobrazena na obr. 6.11. Směrnice [45] rozlišuje tři typy geometrických imperfekcí, a to lokální imperfekci, ovalitu a mezeru mezi starým a novým potrubím (obr. 6.12). Defnuje pro ně na základě stavu starého potrubí minimální hodnoty. Tyto imperfekce se často definují vzhledem ke střednímu poloměru nového potrubí r_L a vyjadřují v procentech:

- Lokální imperfekce je $\frac{w_v}{r_L} \cdot 100$ %.
- Ovalita je $\frac{w_{AR,v}}{r_L} \cdot 100$ %.
- Mezera mezi novým a starým potrubím je $\frac{w_s}{r_L} \cdot 100$ %.

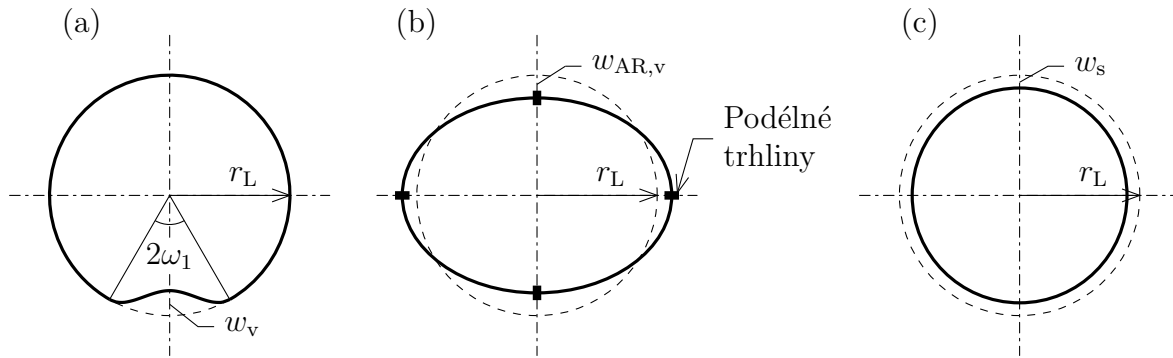
Tvar lokální imperfekce lze definovat pomocí funkce

$$w_v(\omega) = w_v \cos^2 \left(\frac{\pi\omega}{2\omega_1} \right), \quad (6.38)$$

kde w_v je hloubka lokální imperfekce a úhel ω_1 definuje rozsah imperfekce [4], [11].



Obr. 6.11 Geometrie potrubí



Obr. 6.12 Imperfekce starého a nového potrubí (a) lokální imperfekce, (b) ovalita, (c) mezera mezi starým a novým potrubím [45]

Pro stav I je minimální hodnota lokální imperfekce 2 %. Pro stav II je navíc nutno uvažovat s ovalitou potrubí s minimální hodnotou 3 %. Pro potrubí deformovaná a vrácená do původního tvaru je minimální mezera mezi starým a novým potrubím 2 %. Pro stav III se uvažuje s ovalitou potrubí 3 %, přičemž mezera mezi starým a novým potrubím se zanedbává. Při zatěžování zemním tlakem a dopravou vedly větší mezery k menším napětím [45]. Z tohoto důvodu je uvedený předpoklad konzervativní.

6.2.3 Materiály

Pro statické posouzení konstrukcí z termoplastů je důležitá znalost jejich mechanických vlastností. Ty ovlivňuje řada faktorů, jako je např. teplota, doba působení zatížení, vliv podmínek okolního prostředí (povětrnostní vlivy, vliv působení chemikálií), technologie výroby či spojování. Jako příklad lze uvést graf závislosti meze pevnosti při tečení vysokohustotního polyethylenu (PE-HD) na teplotě a čase [69], [53], nebo také graf závislosti modulu tečení na teplotě a čase [69], [53]. Tyto závislosti se často zjednodušují na dvě diskrétní hodnoty meze pevnosti při tečení a modulu tečení, a to hodnoty krátkodobé a dlouhodobé [45], viz kapitola 4.1.

6.2.4 Zatížení

Pro stavy starého potrubí I a II se uvažuje pouze se zatížením vnějším hydrostatickým tlakem, případně vnitřním tlakem, vlastní tíhou (pro větší průměry potrubí), změnou teploty a residuálním napětím. Uvažuje se tedy, že zatížení od zeminy a dopravy přenesou staré potrubí. Pro stav starého potrubí III se naopak uvažuje kromě zatížení vnějším hydrostatickým tlakem také se zatížením zeminou a dopravou, případně vnitřním tlakem, vlastní tíhou a změnou teploty.

Hydrostatický tlak působící u dna potrubí se určí podle známého výrazu

$$p_e = \gamma_w h_{w,Inv}, \quad (6.39)$$

kde γ_w je objemová tíha vody, $h_{w,Inv}$ je výška hladiny podzemní vody nad dnem potrubí.

6.2.5 Kritéria posouzení

Dle směrnice [45] je nutné potrubí posuzovat s ohledem na jejich předpokládanou životnost na základě tří kritérií. Jedná se o posouzení napětí, posouzení deformace a posouzení stability.

6.2.5.1 Posouzení napětí

Podobně jako v kap. 6.1.7.1 se napětí podle směrnice [45] určí pro vnitřní povrch potrubí jako

$$\sigma_i = \frac{N}{A} + \alpha_{ki} \frac{M}{W} \quad (6.40)$$

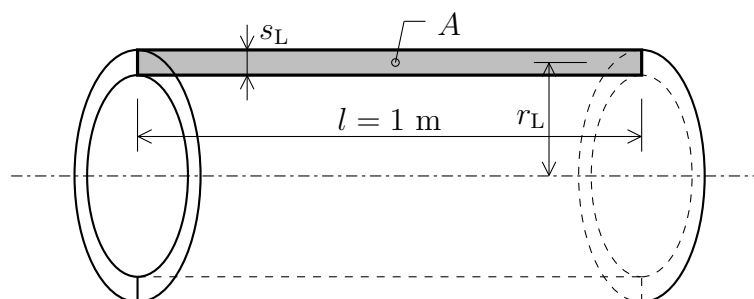
a pro vnější povrch potrubí jako

$$\sigma_e = \frac{N}{A} - \alpha_{ke} \frac{M}{W}, \quad (6.41)$$

kde N je normálová síla, M je moment, A je plocha stěny potrubí, viz obr. 6.13, a W je průřezový modul. Korekční součinitele α_{ki} a α_{ke} zohledňují nelineární průběh napětí po výšce průřezu stěny potrubí [11] a jsou definovány jako

$$\alpha_{ki} = 1 + \frac{1}{3} \frac{s_L}{r_L}, \quad \alpha_{ke} = 1 - \frac{1}{3} \frac{s_L}{r_L}, \quad (6.42)$$

kde s_L je tloušťka stěny a r_L je střední poloměr nového potrubí.



Obr. 6.13 Řez potrubím

Vztahy pro výpočet vnitřních sil jsou definovány v závislosti na velikosti zatížení, středním poloměru potrubí a součinitelích. Ty závisejí na uložení potrubí, typu zatížení a jsou definovány pro patu, bok a vrchol potrubí, viz obr. 6.11.

Stav starého potrubí I a II

Pro stav starého potrubí I a II jsou momenty ve stěně nového potrubí od zatížení vnějším hydrostatickým tlakem dle [45] určeny jako

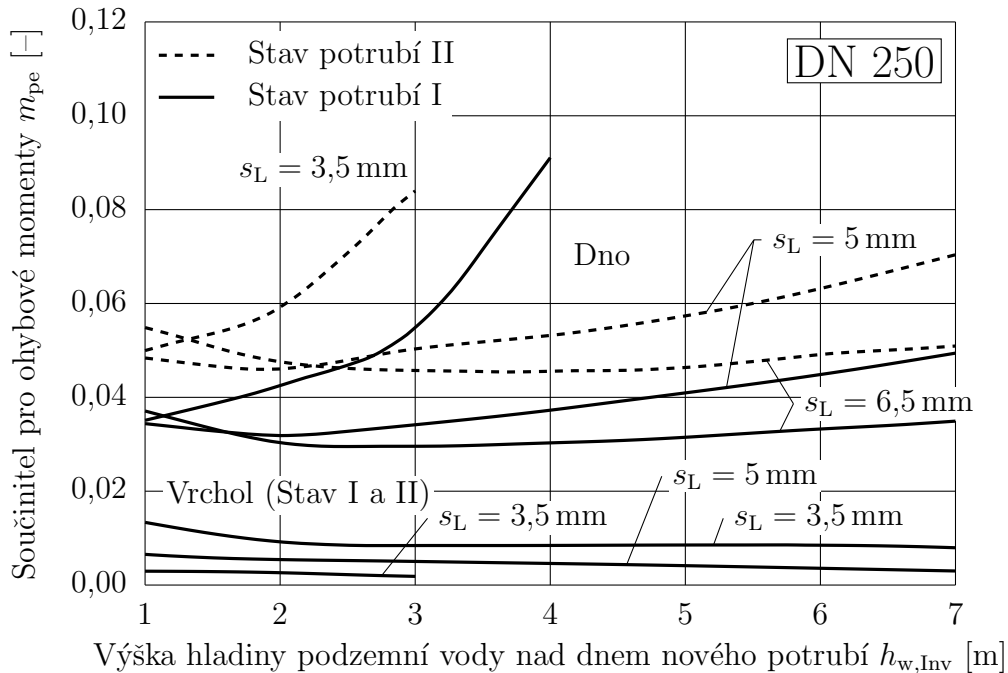
$$M_{pe} = m_{pe} p_e r_L^2, \quad (6.43)$$

kde m_{pe} je součinitel pro ohybový moment od zatížení vnějším hydrostatickým tlakem, p_e je vnější hydrostatický tlak, viz (6.39). Pro vybrané potrubí jsou

součinitele m_{pe} definované směrnici [45] uvedeny na obr. 6.14. Normálové síly jsou definovány jako

$$N_{pe} = n_{pe} p_e r_L, \quad (6.44)$$

kde n_{pe} je součinitel pro normálovou sílu od zatížení vnějším hydrostatickým tlakem. Dle směrnice [45] je hodnota součinitele pro normálovou sílu $n_{pe} = -1,1$ pro tlaková namáhání a $n_{pe} = -0,8$ pro tahová namáhání.



Obr. 6.14 Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_{pe} pro nová potrubí DN 250 o různých tloušťkách na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ [45]

Stav starého potrubí III

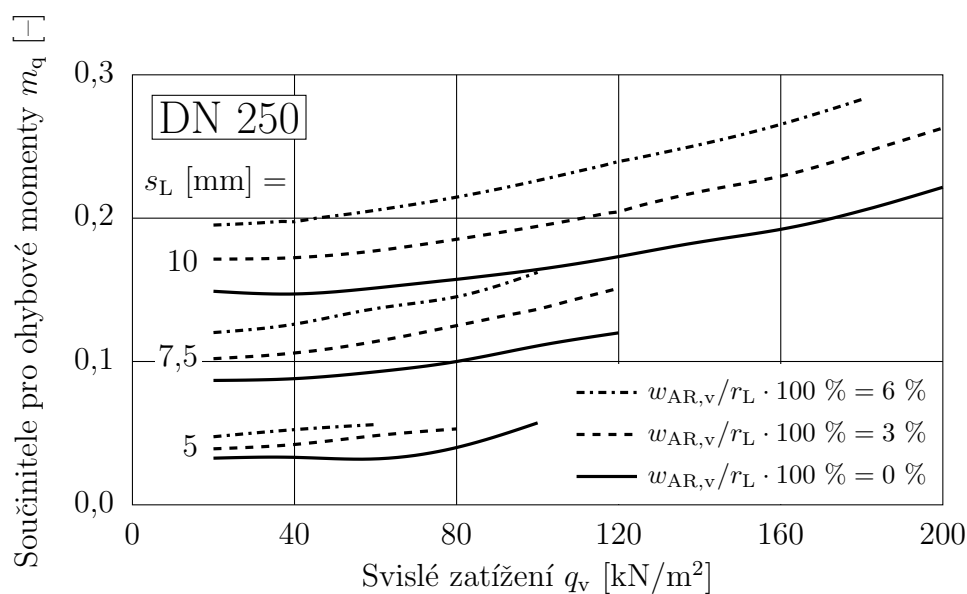
Podobně jsou vnitřní síly určeny pro stav starého potrubí III jako

$$M_q = m_q q_v r_L^2, \quad (6.45)$$

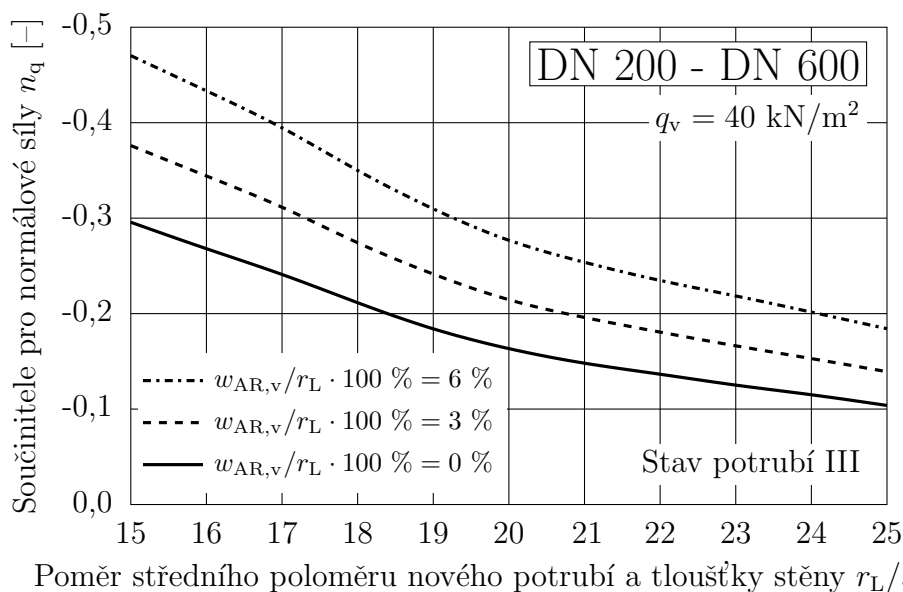
kde m_q je součinitel pro ohybový moment od svislého zatížení, q_v je svislé zatížení od zeminy a případně od dopravy. Pro vybrané potrubí jsou součinitele m_q definované směrnici [45] uvedeny na obr. 6.15. Normálové síly jsou definovány jako

$$N_q = n_q q_v r_L, \quad (6.46)$$

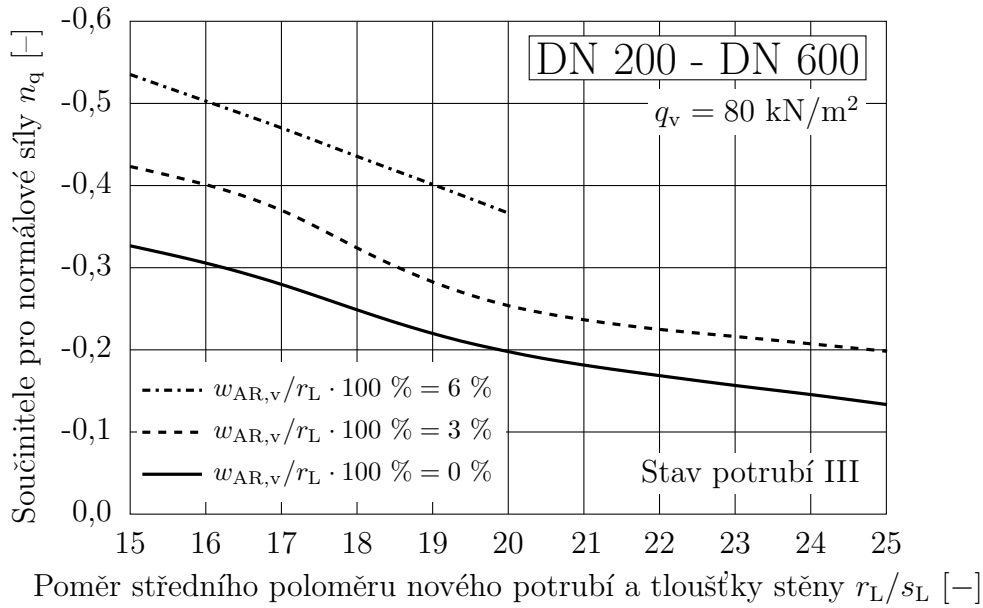
kde n_q je součinitel pro normálovou sílu od svislého zatížení. Normálové síly v závislosti na poměru středního poloměru nového potrubí a tloušťky jeho stěny pro horizontální tuhost zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa a při svislém zatížení $q_v = 40$ kN/m² jsou uvedeny podle směrnice [45] na obr. 6.16 a při svislém zatížení $q_v = 80$ kN/m² na obr. 6.17.



Obr. 6.15 Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_q pro nová potrubí DN 250 o různých tloušťkách na svislém zatížení q_v , stav starého potrubí III, horizontální tuhost zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa [45]



Obr. 6.16 Závislost součinitelů pro normálové síly n_q pro nová potrubí DN 250 o různých tloušťkách na poměru středního poloměru nového potrubí a tloušťky jeho stěny r_L/s_L , stav starého potrubí III, horizontální tuhost zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa, svislé zatížení $q_v = 40$ kN/m² [45]



Obr. 6.17 Závislost součinitelů pro normálové síly n_q pro nová potrubí DN 250 o různých tloušťkách na poměru středního poloměru nového potrubí a tloušťky jeho stěny r_L/s_L , stav starého potrubí III, horizontální tuhost zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa, svislé zatížení $q_v = 80$ kN/m² [45]

Posouzení tahových napětí se provede podle výrazu

$$S = \frac{\sigma_{BT}}{\sigma} \geq S_{nec} \quad (6.47)$$

a posouzení tlakových napětí podle výrazu

$$S = \frac{\sigma_{BC}}{\sigma} \geq S_{nec}, \quad (6.48)$$

kde σ je napětí na vnitřním povrchu σ_i nebo napětí na vnějším povrchu σ_e , σ_{BT} je pevnost v tahu za ohybu a σ_{BC} je pevnost v tlaku za ohybu. Např. pro PE-HD potrubí jsou hodnoty obou pevností v případě krátkodobého namáhání $\sigma_{BT,S} = \sigma_{BC,S} = 21$ MPa a v případě dlouhodobého namáhání $\sigma_{BT,L} = \sigma_{BC,L} = 14$ MPa. Hodnota S_{nec} je definována směrnici [45] (pro potrubí z plastů je $S_{nec} = 2.0$).

Pokud současně působí zatížení vnějším hydrostatickým tlakem a zatížení od dopravy a zeminy, potom se posouzení provádí podle výrazu

$$\left(\frac{\gamma_{qv,nec} \sigma_{qv}}{\sigma_B} \right)^{2,0} + \left(\frac{\gamma_{pe,nec} \sigma_{pe}}{\sigma_B} \right)^{1,0} \leq 1, \quad (6.49)$$

kde $\gamma_{qv,nec}$ a $\gamma_{pe,nec}$ jsou definovány směrnici [45]. V případě tahových namáhání je pro pevnost za ohybu σ_B uvažována pevnost za ohybu v tahu σ_{BT} a pro tlaková namáhání pevnost za ohybu v tlaku σ_{BC} .

6.2.5.2 Posouzení deformace

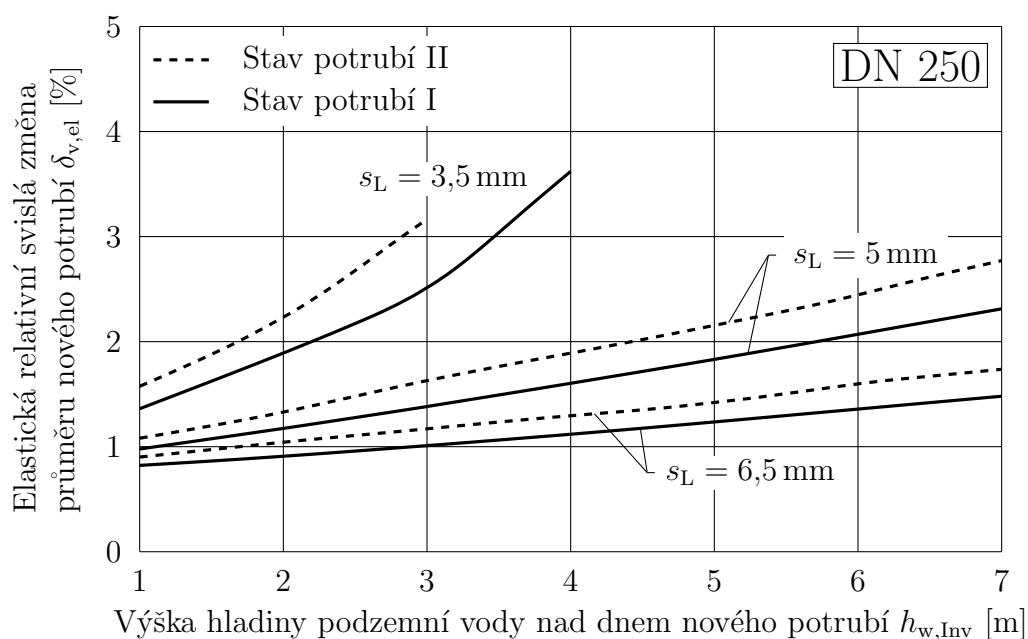
Celková relativní svislá změna průměru nového potrubí je definována jako

$$\delta_v = \delta_{v,el} + \left(\frac{w_v}{2} + w_{AR,v} \right) \frac{100}{r_L} \quad [\%], \quad (6.50)$$

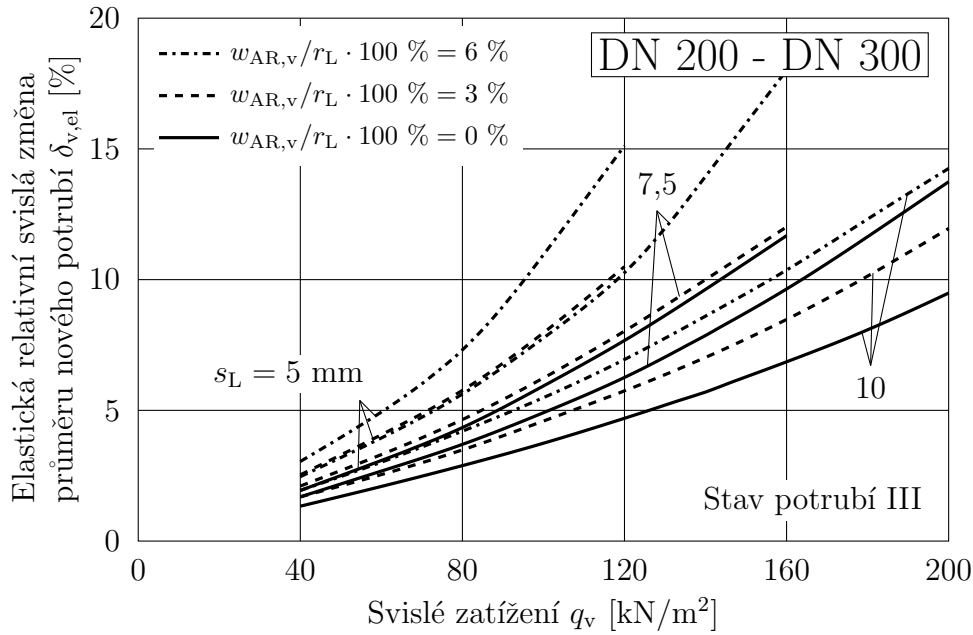
kde $\delta_{v,el}$ je elastická relativní svislá změna průměru nového potrubí, která je směrnicí definována ve formě grafu pro určité rozměry potrubí, w_v je hloubka lokální imperfekce, $w_{AR,v}$ je ovalita potrubí a r_L je střední poloměr nového potrubí. Je uvažována pouze polovina lokální imperfekce, protože se předpokládá, že je pouze u jedné strany potrubí (u dna potrubí). Pro vybraná potrubí jsou hodnoty $\delta_{v,el}$ definované směrnicí [45] na obr. 6.18 pro stav starého potrubí I a II a na obr. 6.19 pro stav starého potrubí III.

Celková relativní svislá změna průměru nového potrubí δ_v musí být na konci navrhované životnosti menší než její limitní hodnota δ_{perm} . Musí platit

$$\delta_v \leq \delta_{perm} \leq 10 \%. \quad (6.51)$$



Obr. 6.18 Závislost elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ DN 250 o různých tloušťkách na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$, stav starého potrubí I a II [45]



Obr. 6.19 Závislost elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ DN 200 až DN 300 o různých tloušťkách na svislém zatížení q_v , stav starého potrubí III, horizontální tuhosti zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa [45]

6.2.5.3 Posouzení stability

Pro stav starého potrubí I a II se uvažuje ztráta stability od zatížení vnějším hydrostatickým tlakem, případně změnou teploty nebo zatížením vlastní tíhou. Pro stav starého potrubí III se musí navíc uvažovat se zatížením od dopravy a zeminy.

Zatížení vnějším hydrostatickým tlakem

Kritický vnější hydrostatický tlak, při kterém dojde ke ztrátě stability, je definován jako [45]

$$p_{e,crit} = \kappa_{v,s} \alpha_{ST} S_L, \quad (6.52)$$

$$\alpha_{ST} = 2,62 \left(\frac{r_L}{s_L} \right)^{0,8}, \quad (6.53)$$

kde $\kappa_{v,s}$ je redukční součinitel zohledňující vliv imperfekcí, α_{ST} je součinitel prolomení pro zatížení vnějším hydrostatickým tlakem a S_L je kruhová tuhost nového potrubí, která se určí podle vztahu

$$S_L = \frac{EI}{r_L^3}, \quad (6.54)$$

kde E je modul pružnosti materiálu potrubí, I je moment setrvačnosti průřezu stěny potrubí a r_L je střední poloměr nového potrubí. Redukční součinitel zohledňující vliv imperfekcí je definován jako

$$\kappa_{v,s} = \kappa_v \kappa_{AR,v} \kappa_s, \quad (6.55)$$

kde κ_v je redukční součinitel zohledňující lokální imperfekci, $\kappa_{AR,v}$ je redukční součinitel zohledňující ovalitu a κ_s je redukční součinitel zohledňující mezeru mezi

starým a novým potrubím. Tento výpočet je dle [17] a [5] příliš konzervativní, jelikož vliv imperfekcí se při jejich kombinovaném působení snižuje.

Posouzení se provede srovnáním kritického a skutečného hydrostatického tlaku

$$S = \frac{p_{e,crit}}{p_e} \geq S_{nec}, \quad (6.56)$$

kde hodnota $p_{e,crit}$ je kritický vnější hydrostatický tlak.

V případě, že může nastat podtlak uvnitř nového potrubí je nutné k vnějšímu hydrostatickému tlaku přičíst atmosférický tlak.

Zatížení od dopravy a zeminy

Kritické svislé zatížení od dopravy a zeminy je definováno jako [45]

$$q_{v,crit} = 167 \alpha_{qv} \left(\frac{s_L}{r_L} \right)^{2,2}, \quad (6.57)$$

kde α_{qv} je součinitel prolomení pro zatížení od zeminy a dopravy, který je definován směrnici [45] v závislosti na rozměrech nového potrubí, horizontální tuhosti okolní zeminy a ovalitě potrubí.

Posouzení se provede obdobným způsobem podle vztahu

$$S = \frac{q_{v,crit}}{q_v} \geq S_{nec}. \quad (6.58)$$

Pokud současně působí zatížení vnějším hydrostatickým tlakem a zatížení od dopravy a zeminy, potom se posouzení provádí podle výrazu

$$\left(\frac{S_{qv,nec} q_v}{q_{v,crit}} \right)^{2,0} + \left(\frac{S_{pe,nec} p_e}{p_{e,crit}} \right)^{1,0} \leq 1. \quad (6.59)$$

6.2.6 Předpoklady nelineárních výpočtů

Součinitelé vnitřních sil a deformace jsou ve směrnici [45] definovány na základě nelineárních výpočtů, které byly provedeny za určitých předpokladů. Pro případy, které směrnice nezohledňuje, je doporučeno provést přepočty podle teorie druhého řádu s uvážením kontaktů.

6.2.6.1 Stav starého potrubí I a II

Součinitelé vnitřních sil m_{pe} , n_{pe} a elastická relativní svislá změna průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ byly získány pro nové potrubí zatížené vnějším hydrostatickým tlakem p_e za těchto předpokladů [45]:

- Tření mezi novým a starým potrubím je zanedbáno.
- Zatížení je aplikováno ve směru normály k povrchu potrubí o velikosti hydrostatického tlaku.
- Vlastní tíha nového potrubí je zanedbána.
- Zatížení bylo zvětšeno 2-krát a výsledné napětí bylo vyděleno 2.

- Modul tečení nového potrubí $E_{\text{creep}} = 1800$ MPa, směrnice [45] uvádí, že pro $E_{\text{creep}} > 1800$ MPa jsou součinitelé na straně bezpečné a pro $1500 \text{ MPa} \leq E_{\text{creep}} \leq 3000$ MPa se hodnoty součinitelů m_{pe} liší pouze o 10 %.
- Lokální imperfekce $w_v/r_L \cdot 100 \text{ \%} = 2 \text{ \%}$.
- Mezera mezi starým a novým potrubím $w_s/r_L \cdot 100 \text{ \%} = 1 \text{ \%}$, součinitelé jsou na straně bezpečné pro menší mezery mezi potrubími.
- Pro potrubí ve stavu II je uvažována ovalita $w_{\text{AR,v}}/r_L \cdot 100 \text{ \%} = 3 \text{ \%}$.

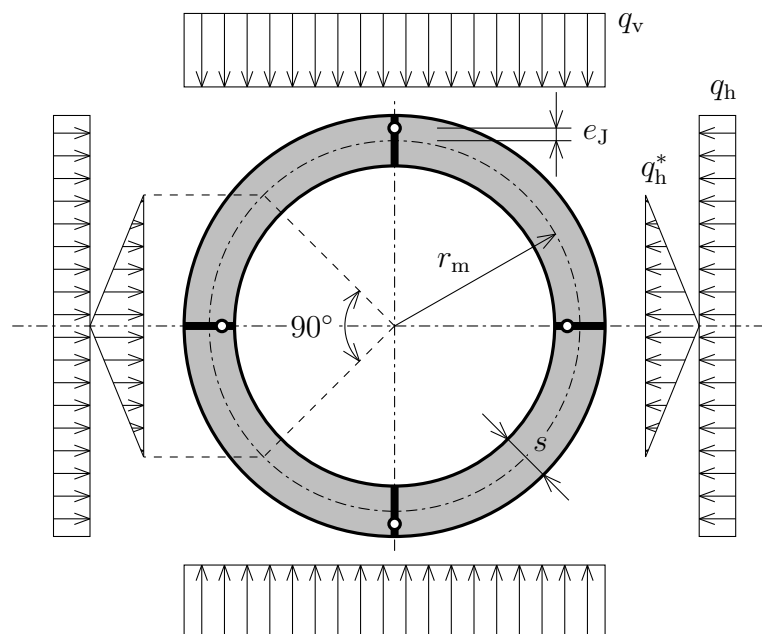
6.2.6.2 Stav starého potrubí III

Součinitelé vnitřních sil m_q , n_q a elastická relativní svislá změna průměru nového potrubí $\delta_{v,\text{el}}$, pro nové potrubí zatížené svislým q_v a horizontálním zatížením q_h od zeminy a dopravy byly získány za těchto předpokladů [45]:

- Uvažováno je symetrické zatížení od zeminy a dopravy.
- Zatížení vnějším hydrostatickým tlakem je uvažováno jako v případě stavu starého potrubí II.
- Analýzy byly provedeny pomocí metody konečných prvků, použit byl čtvrtinový model.
- Tření mezi novým a starým potrubím je zanedbáno.
- Předpokládá se konstantní směr zatížení od zeminy a dopravy.
- Zatížení bylo zvětšeno 2-krát a výsledné napětí bylo vyděleno 2.
- Součinitele jsou relevantní pro patu i vrchol potrubí (hodnoty jsou stejné).
- Modul tečení nového potrubí $E_{\text{creep}} = 2000$ MPa, směrnice [45] uvádí, že pro $E_{\text{creep}} < 2000$ MPa jsou součinitelé m_q na straně bezpečné, ale hodnoty elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,\text{el}}$ jsou větší.
- Svislé q_v a horizontální zatížení q_h jsou v poměru $q_h/q_v = K'_2 = 0,2$, pro $K'_2 > 0,2$ jsou výsledná napětí menší a pro $K'_2 < 0,2$ jsou výsledné diagramy neplatné.
- Excentricita $e_J = +0,25s$ (směrem ven) pro vrchol a dno potrubí, $e_J = -0,25s$ (směrem dovnitř) pro boky potrubí, viz obr. 6.20, větší excentricity e_J způsobují menší napětí.
- Tloušťky stěn starého potrubí jsou definovány podle tabulky 6.15 (volí se minimální hodnota), pro $s_{\text{exist}} > s$ jsou součinitelé m_q na straně bezpečné, pro $0,9s < s_{\text{exist}}$ jsou součinitelé m_q přibližné a pro $s_{\text{exist}} < 0,9s$ jsou diagramy neplatné.
- Při působení zatížení od zeminy a dopravy má lokální imperfekce nového potrubí nepatrný vliv, a proto je zanedbána $w_v/r_L \cdot 100 \text{ \%} = 0 \text{ \%}$.
- Pro potrubí je uvažována ovalita $w_{\text{AR,v}}/r_L \cdot 100 \text{ \%} = 0 \text{ \%}$, $w_{\text{AR,v}}/r_L \cdot 100 \text{ \%} = 3 \text{ \%}$ a $w_{\text{AR,v}}/r_L \cdot 100 \text{ \%} = 6 \text{ \%}$.
- Větší mezera mezi novým a starým potrubím způsobuje menší napětí, a proto je zanedbána $w_s/r_L \cdot 100 \text{ \%} = 0 \text{ \%}$.

Tab. 6.15 Tloušťky starého potrubí v závislosti na jeho průměru [45]

Jmenovitá světlost potrubí DN	200	250	300	400	500	600
Tloušťka stěny potrubí s [mm]	20	23	25	30	40,5	43,5

**Obr. 6.20** Zatížení starého potrubí zeminou a dopravou (stav III) [45]

6.3 Statické posouzení polyethylenových potrubí při technologii obnovy podle ASTM F1606-05 (2014)

Americká norma [47] může být použita pro posouzení polyethylenových potrubí použitých pro obnovu stávajících potrubí. Tato norma je především určena pro technologii vyložkování těsně přiléhajícími trubkami.

6.3.1 Stav starého potrubí

Norma [47] rozlišuje dva stavy starého potrubí:

- Částečně poškozené potrubí - staré potrubí je schopno samo přenášet zatížení od zeminy a další působící zatížení po celou návrhovou životnost obnoveného potrubí. Zemina přilehlá ke starému potrubí musí poskytnout tomuto potrubí dostatečnou boční oporu. Staré potrubí může mít podélné trhliny a může být částečně zdeformované. Tento stav odpovídá stavu I a II podle [45].
- Plně poškozené potrubí - staré potrubí nemůže přenášet zatížení od zeminy a provozní zatížení nebo se očekává, že tohoto stavu dosáhne během návrhové životnosti obnoveného potrubí. Tento stav odpovídá stavu III podle [45].

6.3.2 Kritéria posouzení

Postup posouzení nového potrubí se liší podle stavu starého potrubí.

6.3.2.1 Částečně poškozené potrubí

V případě částečně poškozeného potrubí se předpokládá, že na nové potrubí působí pouze vnější hydrostatický tlak. Kritický vnější hydrostatický tlak podle [47] je definován jako

$$p_{e,crit} = \frac{2K E_{creep}}{(1-\nu^2)} \cdot \frac{1}{(DR-1)^3} \cdot \frac{C}{S}, \quad (6.60)$$

kde K je podpůrný součinitel zeminy a starého potrubí, E_{creep} je modul tečení pro nové potrubí, ν je Poissonův součinitel, DR je rozměrový poměr (dimension ratio) nového potrubí (vnější průměr/tloušťka), C je redukční součinitel pro ovalitu, S je součinitel bezpečnosti (doporučená hodnota je 2,0). Stejná rovnice je uvedena také v normě [46], kde je doporučená hodnota $K \geq 7$. V normě [47] není hodnota K specifikována. Redukční součinitel pro ovalitu je definován jako

$$C = \left[\left(1 - \frac{q}{100}\right) / \left(1 + \frac{q}{100}\right)^2 \right]^3, \quad (6.61)$$

kde q je ovalita starého potrubí vyjádřená v procentech. Je určena následujícím výrazem

$$q = \frac{\textit{Mean Inside Diameter} - \textit{Minimum Inside Diameter}}{\textit{Mean Inside Diameter}} \cdot 100 \quad (6.62)$$

nebo

$$q = \frac{\textit{Maxium Inside Diameter} - \textit{Mean Inside Diameter}}{\textit{Mean Inside Diameter}} \cdot 100. \quad (6.63)$$

Srovnáním normy [47] a směrnice [45] může být ovalita starého potrubí q určena jako

$$q = \frac{DN - (DN - 2w_{AR,v})}{d_e} = \frac{2w_{AR,v}}{d_e}, \quad (6.64)$$

kde d_e je vnější průměr nového potrubí a $w_{AR,v}$ je na obr. 6.12.

Norma [47] navíc uvádí rovnici (6.60) bez součinitelů K a C

$$p_{e,crit} = \frac{2 E_{creep}}{(1-\nu^2)} \cdot \frac{1}{(DR-1)^3} \cdot \frac{1}{S}. \quad (6.65)$$

Tato rovnice je matematickou modifikací tradičního Timoshenkova vzorce [47] a je určena pro volné potrubí [41] bez imperfekcí.

Podle norem [46] a [47] se posouzení provádí pouze pro kritérium stability

$$p_e \leq p_{e,crit}. \quad (6.66)$$

6.3.2.2 Plně poškozené potrubí

V případě plně poškozeného potrubí, je nové potrubí dimenzováno na působení zatížení od podzemní vody, zeminy a provozních zatížení. Norma [47] uvádí rovnici pro celkový kritický vnější tlak na nové potrubí

$$q_t = \frac{C}{S} [32R_w B' E_{\text{def}} (E_{\text{creep}} I / D^3)]^{1/2}, \quad (6.67)$$

kde q_t je celkový kritický vnější tlak na nové potrubí, C je redukční součinitel pro ovalitu, S je součinitel bezpečnosti, R_w je součinitel vztlaku vody, B' je součinitel pružné podpory, I je moment setrvačnosti průřezu stěny potrubí, E_{def} je deformační modul zeminy, E_{creep} je modul tečení nového potrubí a D je průměrná hodnota vnitřního průměru starého potrubí. Součinitel vztlaku vody je definován výrazem

$$R_w = 1 - 0,33 \frac{h_{w,\text{Crown}}}{h}, \quad (6.68)$$

kde $h_{w,\text{Crown}}$ je výška vody nad vrcholem nového potrubí, h je výška krytí. Koeficient pružné podpory je určen vztahem

$$B' = \frac{1}{1 + 4 \exp^{-0,213h}}. \quad (6.69)$$

7 Konstitutivní vztahy

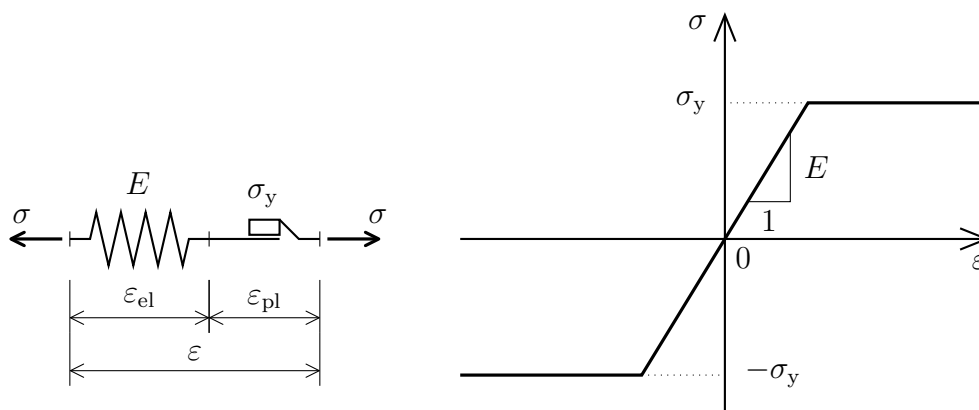
Konstitutivní vztahy hrají významnou roli při numerickém modelování mechanických problémů. Pro analýzu termoplastových potrubí v zemním prostředí je nutné se zabývat konstitutivními vztahy pro termoplastové materiály a zeminy. U těchto materiálů se můžeme setkat s různými reologickými modely, kde se kombinuje pružné, viskózní a plastické chování. Dále je pozornost zaměřena na pružnoplastické, viskoelastické a pružno-viskoplastické modely.

7.1 Pružnoplastické modely pro jednoosou napjatost

Z důvodu názornosti a pochopení je výhodné ukázat základní zákony plasticity na jednoduchém modelu jednoosé napjatosti. Na ideálním pružnoplastickém modelu jsou uvedeny pojmy jako je funkce plasticity, plocha plasticity, zákon plastického přetváření, Kuhnovy-Tuckerovy podmínky komplementarity, podmínky plastické konzistence, aj. Dále jsou popsány pružnoplastické modely s izotropním a kinematickým zpevněním a jejich kombinace. Pro ně jsou definovány zákony zpevnění a pomocí podmínek plastické konzistence jsou odvozeny pružnoplastické moduly.

7.1.1 Ideálně pružnoplastický model

Fyzikální představa tohoto modelu (obr. 7.1) vychází ze spojení ideálně pružného a plastického článku [21], přičemž E je tuhost pružiny (modul pružnosti) a $\sigma_y > 0$ je mez kluzu.



Obr. 7.1 Ideálně pružnoplastický model [21]

V případě uvažování malých deformací lze celkovou deformaci ε obou článků rozložit na pružnou deformaci ε_{el} (pružného článku) a plastickou deformaci ε_{pl} (plastického článku) [20]

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}. \quad (7.1)$$

Napětí σ , které působí na koncích soustavy článků, je při sériovém zapojení stejné v obou člancích. Dá se tedy vyjádřit jako

$$\sigma = E\varepsilon_{el} = E(\varepsilon - \varepsilon_{pl}). \quad (7.2)$$

Absolutní hodnota napětí $|\sigma|$ nemůže být větší než je mez kluzu σ_y . Množina přípustných napětí je tedy

$$\mathbf{E}_\sigma = \{\sigma \in \mathbf{R} \mid f(\sigma) = |\sigma| - \sigma_y \leq 0\}, \quad (7.3)$$

kde \mathbf{R} je množina reálných čísel a $f(\sigma)$ je funkce plasticity [38]. Pokud je absolutní hodnota napětí menší než mez kluzu, tzn. $|\sigma| < \sigma_y$, potom se může deformovat pouze pružný článek a deformace plastického článku zůstává neměnná, neboli pokud platí

$$f(\sigma) = |\sigma| - \sigma_y < 0, \quad (7.4)$$

potom je rychlost plastické deformace [38]

$$\dot{\varepsilon}_{pl} = \frac{\partial \varepsilon_{pl}}{\partial t} = 0, \quad (7.5)$$

kde t je čas. Oblast, ve které dochází pouze k pružným deformacím, je definována jako vnitřek množiny přípustných napětí

$$\mathbf{E}_\sigma^o = \{\sigma \in \mathbf{R} \mid f(\sigma) = |\sigma| - \sigma_y < 0\}. \quad (7.6)$$

K plastickým deformacím může docházet pouze v případě kdy $f(\sigma) = |\sigma| - \sigma_y = 0$. To je splněno pro hranici množiny přípustných napětí [38]

$$\partial \mathbf{E}_\sigma = \{\sigma \in \mathbf{R} \mid f(\sigma) = |\sigma| - \sigma_y = 0\}, \quad (7.7)$$

kteřá se označuje jako plocha plasticity. V případě modelu pro jednoosou napjatost se plocha plasticity redukuje na dva body $-\sigma_y, \sigma_y$. Směr plastické deformace se řídí podle směru působícího napětí, platí tedy asociativní zákon plastického přetváření [3], [21]

$$\dot{\varepsilon}_{pl} = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \sigma}, \quad \dot{\lambda} \geq 0, \quad (7.8)$$

kde λ je plastický násobitel a $\dot{\lambda}$ je jeho rychlost. Dále platí

$$f(\sigma) < 0 \implies \dot{\lambda} = 0, \quad \dot{\lambda} > 0 \implies f(\sigma) = 0. \quad (7.9)$$

Potom lze uvést podmínky zvané jako Kuhnovy-Tuckerovy podmínky komplementarity [3], [20], [23], [38]

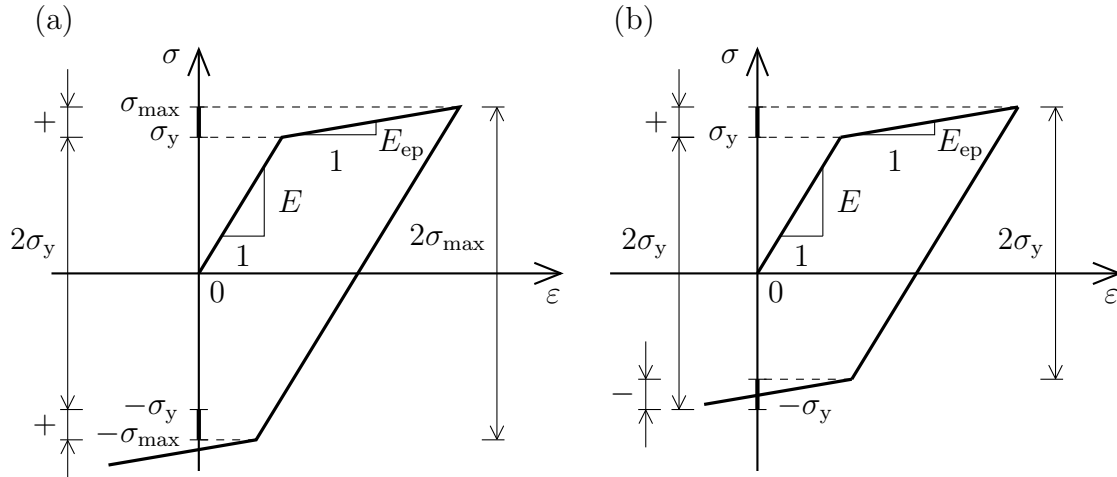
$$\dot{\lambda} \geq 0, \quad f(\sigma) \leq 0, \quad \dot{\lambda} f(\sigma) = 0. \quad (7.10)$$

Pro případ, kdy $\sigma(t) \in \partial \mathbf{E}_\sigma \iff f(\sigma(t)) = 0$ musí platit, že $\dot{f} \leq 0$. V případě, že $\dot{f} > 0$, byla by porušena podmínka plastické přípustnosti $f \leq 0$. Jedná se tedy o plastický stav, který se může vyvíjet dvěma způsoby. Může nastat, buď plastické přetváření materiálu, pro které platí $\dot{\lambda} > 0$ pouze pokud $\dot{f} = 0$, nebo může dojít k pružnému odtížení, pro které platí $\dot{\lambda} = 0$ pokud $\dot{f} < 0$. Tyto podmínky lze zapsat do jednoho výrazu, který se označuje jako podmínka plastické konzistence [3], [21], [38]

$$f(\sigma) = 0 \implies \dot{\lambda} \dot{f} = 0. \quad (7.11)$$

7.1.2 Pružnoplastický model s izotropním zpevněním

Model je založen na předpokladu, že při plastickém přetváření se zároveň zvyšuje mez kluzu v tahu i v tlaku. Mění se tedy množina přípustných napětí \mathbf{E}_σ .



Obr. 7.2 Pružnoplastický model s lineárním (a) izotropním zpevněním, (b) kinematickým zpevněním [21]

Při plastickém přetváření se mez kluzu zvyšuje o hodnotu $K\alpha \geq 0$. To vede na funkci plasticity ve tvaru [38]

$$f(\sigma, \alpha) = |\sigma| - (\sigma_y + K\alpha) \leq 0, \quad \alpha \geq 0, \quad (7.12)$$

kde K je modul izotropního zpevnění, α je kumulovaná plastická deformace. V případě lineárního zpevnění

$$\dot{\alpha} = |\dot{\epsilon}_p|. \quad (7.13)$$

Zákon plastického přetváření (7.8) zůstává neměnný. Z rovnic (7.8) a (7.13) plyne, že

$$\dot{\lambda} = \dot{\alpha} \quad (7.14)$$

což se označuje jako zákon izotropního zpevnění. Kuhnovy-Tuckerovy podmínky komplementarity [3], [20], [23], [38] jsou definovány jako

$$\dot{\lambda} \geq 0, \quad f(\sigma, \alpha) \leq 0, \quad \dot{\lambda}f(\sigma, \alpha) = 0. \quad (7.15)$$

Pomocí podmínky plastické konzistence [3], [21], [38]

$$f(\sigma, \alpha) = 0 \implies \dot{\lambda}f(\sigma, \alpha) = 0 \quad (7.16)$$

lze explicitně vyjádřit rychlost plastického násobitele $\dot{\lambda}$. Z rovnic (7.2), (7.8), (7.12), (7.14) platí, že

$$\begin{aligned} \dot{f} &= \frac{\partial f}{\partial \sigma} \dot{\sigma} + \frac{\partial f}{\partial \alpha} \dot{\alpha} = \text{sgn}(\sigma) \dot{\sigma} - K \dot{\alpha} = \text{sgn}(\sigma) E (\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_{pl}) - K \dot{\alpha} \\ &= \text{sgn}(\sigma) E \dot{\epsilon} - \text{sgn}(\sigma) E \dot{\epsilon}_{pl} - K \dot{\alpha} = \text{sgn}(\sigma) E \dot{\epsilon} - \text{sgn}(\sigma) E \dot{\lambda} \text{sgn}(\sigma) - K \dot{\lambda} \\ &= \text{sgn}(\sigma) E \dot{\epsilon} - \dot{\lambda} (E + K) \leq 0. \end{aligned} \quad (7.17)$$

Z rovnic (7.15) a (7.16) je zřejmé, že $\dot{\lambda} \neq 0$ pouze pokud

$$f = \dot{f} = 0 \implies \dot{\lambda} = \frac{\text{sgn}(\sigma)E\dot{\epsilon}}{E + K}. \quad (7.18)$$

Pomocí výrazů (7.2), (7.8) a (7.18) platí, že [21], [38]

$$\begin{aligned} \dot{\lambda} > 0 \implies \dot{\sigma} &= E(\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_{\text{pl}}) = E \left[\dot{\epsilon} - \dot{\lambda} \text{sgn}(\sigma) \right] = E \left[\dot{\epsilon} - \frac{\text{sgn}(\sigma)E\dot{\epsilon}}{E + K} \text{sgn}(\sigma) \right] \\ &= \left(E - \frac{E^2}{E + K} \right) \dot{\epsilon} = \frac{EK}{E + K} \dot{\epsilon} = E_{\text{ep}} \dot{\epsilon}, \end{aligned} \quad (7.19)$$

kde E_{ep} je pružnoplastický modul, viz obr. 7.2.

7.1.3 Pružnoplastický model s kinematickým zpevněním

Model vychází z pozorování, že u některých materiálů se při tahovém namáhání nad mezí kluzu následná mez kluzu v tahu zvyšuje a zároveň mez kluzu v tlaku se snižuje. Tento jev se označuje jako Bauschingerův efekt [3], [20], [21], [23]. Mění se poloha množiny přípustných napětí \mathbf{E}_σ , ale její velikost zůstává stejná. Její střed je určen pomocí tzv. zpětného napětí σ_b a funkci plasticity lze poté vyjádřit ve tvaru [38]

$$f(\sigma, \sigma_b) = |\sigma - \sigma_b| - \sigma_y \leq 0. \quad (7.20)$$

Hodnota zpětného napětí je definována pomocí Zieglerova zákona [3], [38] (zákona kinematického zpevnění) jako

$$\dot{\sigma}_b = H\dot{\epsilon}_{\text{pl}} = \dot{\lambda}H\text{sgn}(\sigma - \sigma_b), \quad (7.21)$$

kde H je modul kinematického zpevnění. Zákon plastického přetváření je definován jako

$$\dot{\epsilon}_{\text{pl}} = \dot{\lambda} \text{sgn}(\sigma - \sigma_b) = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \sigma}, \quad \dot{\lambda} \geq 0. \quad (7.22)$$

Kuhnovy-Tuckerovy podmínky komplementarity jsou definovány jako [3], [20], [23], [38]

$$\dot{\lambda} \geq 0, \quad f(\sigma, \sigma_b) \leq 0, \quad \dot{\lambda}f(\sigma, \sigma_b) = 0. \quad (7.23)$$

Pomocí podmínek plastické konzistence [3], [21], [38]

$$f(\sigma, \sigma_b) = 0 \implies \dot{\lambda} \dot{f}(\sigma, \sigma_b) = 0 \quad (7.24)$$

lze explicitně vyjádřit rychlost plastického násobitele $\dot{\lambda}$. Z rovnic (7.2), (7.20), (7.21) a (7.22)

$$\begin{aligned} \dot{f} &= \frac{\partial f}{\partial \sigma} \dot{\sigma} + \frac{\partial f}{\partial \sigma_b} \dot{\sigma}_b = \text{sgn}(\sigma - \sigma_b) \dot{\sigma} - \text{sgn}(\sigma - \sigma_b) \dot{\sigma}_b = \text{sgn}(\sigma - \sigma_b) (\dot{\sigma} - \dot{\sigma}_b) \\ &= \text{sgn}(\sigma - \sigma_b) [E(\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_{\text{pl}}) - H\dot{\epsilon}_{\text{pl}}] \\ &= \text{sgn}(\sigma - \sigma_b) \left\{ E \left[\dot{\epsilon} - \dot{\lambda} \text{sgn}(\sigma - \sigma_b) \right] - H\dot{\lambda} \text{sgn}(\sigma - \sigma_b) \right\} \\ &= E\dot{\epsilon} \text{sgn}(\sigma - \sigma_b) - \dot{\lambda}(E + H) \leq 0. \end{aligned} \quad (7.25)$$

Z rovnic (7.23) a (7.24) je zřejmé, že $\dot{\lambda} \neq 0$ pouze pokud

$$f = \dot{f} = 0 \implies \dot{\lambda} = \frac{\operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) E \dot{\varepsilon}}{E + H}. \quad (7.26)$$

Pomocí výrazů (7.2), (7.22) a (7.26) platí, že

$$\begin{aligned} \dot{\lambda} > 0 \implies \dot{\sigma} &= E(\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}_{\text{pl}}) = E \left[\dot{\varepsilon} - \dot{\lambda} \operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) \right] \\ &= E \left[\dot{\varepsilon} - \frac{\operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) E \dot{\varepsilon}}{E + H} \operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) \right] \\ &= \left(E - \frac{E^2}{E + H} \right) \dot{\varepsilon} = \frac{EH}{E + H} \dot{\varepsilon} = E_{\text{ep}} \dot{\varepsilon}, \end{aligned} \quad (7.27)$$

kde E_{ep} je pružnoplastický modul [21], [23] [38], viz. obr. 7.2.

7.1.4 Pružnoplastický model s kombinací kinematického a izotropního zpevnění

Kombinací obou předchozích materiálových modelů lze funkci plasticity vyjádřit jako [38]

$$f(\sigma, \sigma_b, \alpha) = |\sigma - \sigma_b| - (\sigma_y + K\alpha) \leq 0. \quad (7.28)$$

Zákon plastického přetváření je vyjádřený rovnicí (7.22). Zákony izotropního a kinematického zpevnění jsou definovány rovnicemi (7.14) a (7.21). Kuhnovy-Tuckerovy podmínky komplementarity jsou obdobně určeny jako [3], [20], [23], [38]

$$\dot{\lambda} \geq 0, \quad f(\sigma, \sigma_b, \alpha) \leq 0, \quad \dot{\lambda} f(\sigma, \sigma_b, \alpha) = 0. \quad (7.29)$$

a podmínky plastické konzistence jako [3], [21], [38]

$$f(\sigma, \sigma_b, \alpha) = 0 \implies \dot{\lambda} \dot{f}(\sigma, \sigma_b, \alpha) = 0. \quad (7.30)$$

Z rovnic (7.2), (7.14), (7.21), (7.22) a (7.28) platí, že

$$\begin{aligned} \dot{f} &= \frac{\partial f}{\partial \sigma} \dot{\sigma} + \frac{\partial f}{\partial \sigma_b} \dot{\sigma}_b + \frac{\partial f}{\partial \alpha} \dot{\alpha} = \operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) \dot{\sigma} - \operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) \dot{\sigma}_b - K \dot{\alpha} \\ &= \operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) (\dot{\sigma} - \dot{\sigma}_b) - K \dot{\alpha} = \operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) [E(\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}_{\text{pl}}) - H \dot{\varepsilon}_p] - K \dot{\alpha} \\ &= \operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) \left\{ E \left[\dot{\varepsilon} - \dot{\lambda} \operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) \right] - H \dot{\lambda} \operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) \right\} - K \dot{\lambda} \\ &= \operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) E \dot{\varepsilon} - \dot{\lambda} (E + H + K) \leq 0. \end{aligned} \quad (7.31)$$

Z rovnic (7.29) a (7.30) je zřejmé, že $\dot{\lambda} \neq 0$ pouze pokud

$$f = \dot{f} = 0 \implies \dot{\lambda} = \frac{\operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) E \dot{\varepsilon}}{E + H + K}. \quad (7.32)$$

Pomocí výrazů (7.2), (7.22) a (7.32) platí, že

$$\begin{aligned} \dot{\lambda} > 0 \implies \dot{\sigma} &= E(\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}_{\text{pl}}) = E \left[\dot{\varepsilon} - \dot{\lambda} \operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) \right] \\ &= E \left[\dot{\varepsilon} - \frac{\operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) E \dot{\varepsilon}}{E + H + K} \operatorname{sgn}(\sigma - \sigma_b) \right] = \left(E - \frac{E^2}{E + H + K} \right) \dot{\varepsilon} \\ &= \frac{E(H + K)}{E + H + K} \dot{\varepsilon} = E_{\text{ep}} \dot{\varepsilon}, \end{aligned} \quad (7.33)$$

kde E_{ep} je pružnoplastický modul pro kombinaci izotropního a kinematického zpevnění [3], [38].

7.1.5 Numerická integrace pro jednoosou napjatost

Stav tělesa je plně definován jsou-li známy hodnoty $\varepsilon(x, t)$, $\varepsilon_{\text{pl}}(x, t)$, $\alpha(x, t)$, $\sigma_{\text{b}}(x, t)$ $\forall x \in \langle 0, l \rangle$ a $\forall t \in \langle 0, t_{\text{tot}} \rangle$, kde x je prostorová souřadnice a l je délka tělesa [38]. Pro konstantní prostorovou souřadnici x jsou tyto parametry vyjádřeny pomocí diferenciálních rovnic ve tvaru $\dot{y}(t) = f(t, y(t))$ s počáteční podmínkou $y(0) = y_0$, viz např. rovnice (7.8), (7.14), (7.21). Rozdělením časového intervalu $\langle 0, t_{\text{tot}} \rangle$ na N kroků o délce Δt jsou definovány jednotlivé body $t^n = n\Delta t$, $n = 0, \dots, N$. Přibližnou hodnotu y^n řešení $y(t)$ v bodě $t = t^n$ lze poté určit pomocí implicitní Eulerovy metody [37]

$$y^{n+1} = y^n + \Delta t f(t^{n+1}, y^{n+1}). \quad (7.34)$$

Je-li stav tělesa v čase t^n a bodě x plně definován, jsou známy hodnoty ε^n , $\varepsilon_{\text{pl}}^n$, α^n , σ_{b}^n a po aplikaci (7.34) je možné určit stav tělesa v čase t^{n+1} . Řešení je závislé na přírůstku celkové deformace $\Delta\varepsilon$, který je určen z přírůstku posunutí Δu [38]. Parametry v čase t_{n+1} jsou definovány jako

$$\varepsilon^{n+1} = \varepsilon^n + \Delta\varepsilon^n, \quad (7.35a)$$

$$\varepsilon_{\text{pl}}^{n+1} = \varepsilon_{\text{pl}}^n + \Delta\lambda \operatorname{sgn}(\sigma^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^{n+1}), \quad (7.35b)$$

$$\alpha^{n+1} = \alpha^n + \Delta\lambda, \quad (7.35c)$$

$$\sigma_{\text{b}}^{n+1} = \sigma_{\text{b}}^n + \Delta\lambda H \operatorname{sgn}(\sigma^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^{n+1}). \quad (7.35d)$$

V závislosti na těchto parametrech lze určit napětí v čase t^{n+1} jako

$$\sigma^{n+1} = E(\varepsilon^{n+1} - \varepsilon_{\text{pl}}^{n+1}). \quad (7.36)$$

Řešení je omezeno Khunovými-Tuckerovými podmínkami komplementarity, jež lze vyjádřit v diskrétním tvaru jako [38]

$$f^{n+1} = |\sigma^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^{n+1}| - (\sigma_{\text{y}} + K\alpha^{n+1}) \leq 0, \quad \Delta\lambda \geq 0, \quad \Delta\lambda f^{n+1} = 0. \quad (7.37)$$

V prvním kroku algoritmu se uvažuje, že pro přírůstek celkové deformace $\Delta\varepsilon^n$ bude změna plastické deformace nulová $\Delta\varepsilon_{\text{pl}}^n = 0$ a $\Delta\lambda = 0$. Předpokládá se tedy pružný proces a získané hodnoty v čase t^{n+1} určují tzv. zkušební pružný stav [38]

$$\varepsilon_{\text{pl,trial}}^{n+1} = \varepsilon_{\text{pl}}^n, \quad (7.38a)$$

$$\alpha_{\text{trial}}^{n+1} = \alpha^n, \quad (7.38b)$$

$$\sigma_{\text{b,trial}}^{n+1} = \sigma_{\text{b}}^n, \quad (7.38c)$$

$$\sigma_{\text{trial}}^{n+1} = E(\varepsilon^{n+1} - \varepsilon_{\text{pl}}^n) = \sigma^n + E\Delta\varepsilon^n. \quad (7.38d)$$

Jsou-li splněny podmínky (7.37), je zkušební pružný stav (7.38a) v čase t^{n+1} řešením problému. Musí tedy platit

$$f_{\text{trial}}^{n+1} = |\sigma_{\text{trial}}^{n+1} - \sigma_{\text{b,trial}}^{n+1}| - (\sigma_{\text{y}} + K\alpha^{n+1}) \leq 0. \quad (7.39)$$

Naopak, nejsou-li podmínky (7.37) splněny, tzn. $f_{\text{trial}}^{n+1} > 0$, neplatí předpoklad, že přírůstek plastické deformace je nulový, tzn. $\Delta\varepsilon_{\text{pl}}^n \neq 0$ a $\Delta\lambda > 0$. Zkušební napětí je v nepřípustné oblasti a musí se vrátit na hranici množiny přípustných napětí (na plochu plasticity v případě víceosé napjatosti). Z tohoto důvodu se tyto algoritmy označují jako "return-mapping algorithms", viz obr. 7.3 [38], [23] nebo jako "stress return algorithms" [20]. Pro určení řešení v čase t^{n+1} je nutné vypočítat přírůstek plastického násobitele $\Delta\lambda$. Napětí σ^{n+1} lze vyjádřit v závislosti na $\sigma_{\text{trial}}^{n+1}$ a $\Delta\lambda$ [38]

$$\begin{aligned}\sigma^{n+1} &= E (\varepsilon^{n+1} - \varepsilon_{\text{pl}}^{n+1}) \\ &= E (\varepsilon^{n+1} - \varepsilon_{\text{pl}}^n) - E (\varepsilon_{\text{pl}}^{n+1} - \varepsilon_{\text{pl}}^n) \\ &= \sigma_{\text{trial}}^{n+1} - E\Delta\lambda \operatorname{sgn}(\sigma^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^{n+1})\end{aligned}\quad (7.40)$$

Odečtením rovnice (7.35d) od (7.40) lze psát

$$\begin{aligned}\sigma^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^{n+1} &= \sigma_{\text{trial}}^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^n - \Delta\lambda(E + H) \operatorname{sgn}(\sigma^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^{n+1}) \\ |\sigma^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^{n+1}| \operatorname{sgn}(\sigma^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^{n+1}) &= |\sigma_{\text{trial}}^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^n| \operatorname{sgn}(\sigma_{\text{trial}}^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^n) \\ &\quad - \Delta\lambda(E + H) \operatorname{sgn}(\sigma^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^{n+1})\end{aligned}$$

$$[|\sigma^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^{n+1}| + \Delta\lambda(E + H)] \operatorname{sgn}(\sigma^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^{n+1}) = |\sigma_{\text{trial}}^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^n| \operatorname{sgn}(\sigma_{\text{trial}}^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^n)$$

Pokud je $\Delta\lambda > 0$ a $(E + H) > 0$, potom

$$\operatorname{sgn}(\sigma^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^{n+1}) = \operatorname{sgn}(\sigma_{\text{trial}}^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^n) \quad (7.41)$$

a tedy

$$|\sigma^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^{n+1}| + \Delta\lambda(E + H) = |\sigma_{\text{trial}}^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^n|. \quad (7.42)$$

S použitím rovnic (7.35c), (7.37), (7.42) a (7.39) lze funkci plasticity vyjádřit pomocí zkušebního stavu jako [38]

$$\begin{aligned}f^{n+1} &= |\sigma_{\text{trial}}^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^n| - \Delta\lambda(E + H) - (\sigma_{\text{y}} + K\alpha^{n+1}) \\ &= |\sigma_{\text{trial}}^{n+1} - \sigma_{\text{b}}^n| - \Delta\lambda(E + H) - (\sigma_{\text{y}} + K\alpha^n) - K(\alpha^{n+1} - \alpha^n) \\ &= f_{\text{trial}} - \Delta\lambda(E + K + H) = 0,\end{aligned}\quad (7.43)$$

z čehož lze vyjádřit velikost plastického násobitele

$$\Delta\lambda = \frac{f_{\text{trial}}}{E + K + H} > 0 \quad (7.44)$$

a tím je definován stav čase t^{n+1} v případě plastického přetváření.

funkci tohoto modelu lze zapsat jako [38]

$$E(t) = E_\infty + \sum_{i=1}^n E_i \exp(-t/\tau_i), \quad (7.47)$$

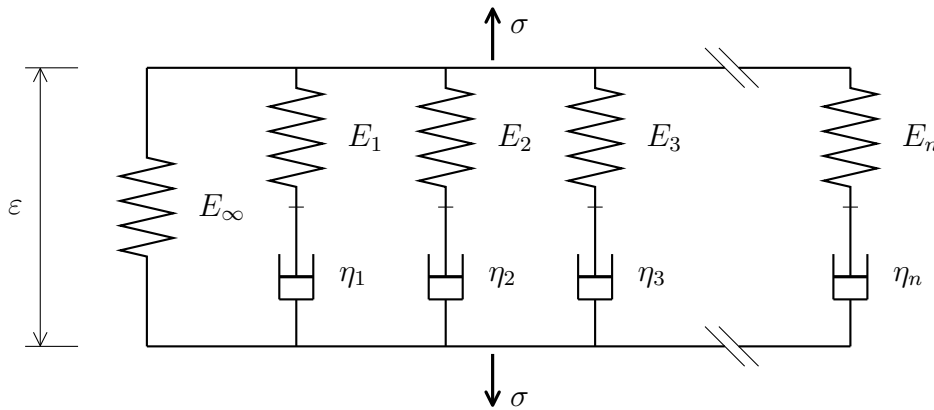
kde $\tau_i = \eta_i/E_i$ je retardační čas [21] i -tého článku. Program ANSYS [42] uvádí relaxační funkci ve tvaru

$$E(t) = E_0 \left[\alpha_\infty + \sum_{i=1}^n \alpha_i \exp(-t/\tau_i) \right], \quad (7.48)$$

kde α_∞ a α_i jsou relativní moduly [42] určené jako

$$\alpha_\infty = \frac{E_\infty}{E_0} \quad \alpha_i = \frac{E_i}{E_0}, \quad (7.49)$$

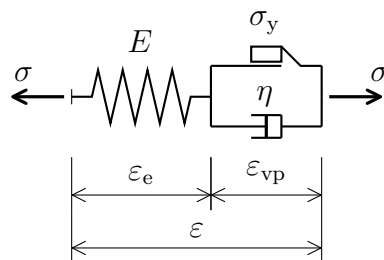
kde E_0 je počáteční modul pružnosti. Navíc je však relaxační funkce (7.48), která je uvedena v programu ANSYS [42] pro víceosou napjatost, rozdělena na hydrostatickou a deviatorickou část.



Obr. 7.5 Zobecněný Maxwellův model [42]

7.3 Pružno-viskoplastický model pro jednoosou napjatost

Fyzikální představa tohoto modelu (obr. 7.6) je rozšířením ideálně pružnoplastického modelu o viskózní článek (tlumič), který je paralelně připojen k plastickému článku [23], [38].



Obr. 7.6 Viskoplastický model [23], [38]

Tuhost pružiny je charakterizována modulem pružnosti E , plastický článek mezi kluzu $\sigma_y > 0$ a tlumič součinitelem viskozity η . V případě malých deformací lze celkovou deformaci obou článků rozložit na pružnou deformaci ε_{el} a deformaci paralelního spojení plastického článku a tlumiče ε_{vp}

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{vp}. \quad (7.50)$$

Napětí je lze vyjádřit jako

$$\sigma = E\varepsilon_{el} = E(\varepsilon - \varepsilon_{vp}). \quad (7.51)$$

Podobně jako pro ideálně pružnoplastický model je elastická množina napětí definována jako [38]

$$\mathbf{E}_\sigma^o = \{\sigma \in \mathbf{R} \mid f(\sigma) = |\sigma| - \sigma_y < 0\}. \quad (7.52)$$

Pokud tedy $\sigma \in \mathbf{E}_\sigma^o$, nedochází k plastickým deformacím ($\varepsilon_{vp} = 0$). Naopak, pokud $\sigma \notin \mathbf{E}_\sigma^o$, působí napětí o velikosti σ_y na plastický článek a zbývající napětí působí na tlumič [38]

$$\sigma_{ex} = \left\{ \begin{array}{ll} \sigma - \sigma_y & \text{pokud } \sigma \geq \sigma_y \\ \sigma + \sigma_y & \text{pokud } \sigma \leq -\sigma_y \end{array} \right\} = (|\sigma| - \sigma_y) \operatorname{sgn}(\sigma). \quad (7.53)$$

Na rozdíl od ideálně pružnoplastického modelu je tedy možné dosáhnout napětí, které neleží v $\partial\mathbf{E}_\sigma$. Napětí v tlumiči lze vyjádřit v závislosti na rychlosti plastické deformace jako

$$\sigma_{ex} = \eta \dot{\varepsilon}_{vp}. \quad (7.54)$$

Dosazením rovnice (7.53) do (7.54), lze rychlost plastické deformace vyjádřit vztahem

$$\dot{\varepsilon}_{vp} = \frac{1}{\eta} f(\sigma) \operatorname{sgn}(\sigma) \quad \text{pokud } f(\sigma) = |\sigma| - \sigma_y \geq 0. \quad (7.55)$$

S použitím Macaulayovy závorky lze zapsat zákon viskoplastického přetváření dle Perzyny formulace [38]

$$\dot{\varepsilon}_{vp} = \frac{\langle f(\sigma) \rangle}{\eta} \frac{\partial f}{\partial \sigma}. \quad (7.56)$$

Srovnáním (7.56) a (7.8) je dána rychlost plastického násobitele [3], [38]

$$\dot{\lambda} = \frac{\langle f(\sigma) \rangle}{\eta}. \quad (7.57)$$

Tento výraz nahrazuje Kuhnovy-Tuckerovy podmínky komplementarity (7.10) a podmínky konzistence (7.11) pro ideálně pružnoplastický model.

7.4 Pružnoplastické modely pro víceosou napjatost

Konstitutivní vztahy pro jednoosou napjatost lze zobecnit pro případ víceosé napjatosti. Při uvažování malých deformací lze celkovou deformaci rozdělit na pružnou ε_{el} a plastickou ε_{pl} část [21]

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{el}} + \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}. \quad (7.58)$$

Závislost napětí na deformaci lze vyjádřit pomocí zobecněného Hookova zákona jako [20]

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{el}} = \mathbf{C} : (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}), \quad (7.59)$$

kde \mathbf{C} je tenzor pružné tuhosti. K numerickému popisu chování materiálu je nutné definovat funkci plasticity, zákon plastického přetváření a zákon zpevnění (změkčení) [2].

Funkce plasticity nyní závisí na všech složkách napětí [21] a v případě zpevnění nebo změkčení, také na interních (stavových) proměnných \mathbf{q} . Pro oblast přípustných napětí musí platit

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) \leq 0. \quad (7.60)$$

Množina napětí pro kterou platí $f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) = 0$ se nazývá plocha plasticity.

Zákon plastického přetváření a zákon zpevnění (změkčení) lze zapsat obecně jako

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}} = \dot{\lambda} \mathbf{r}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}), \quad (7.61)$$

$$\dot{\mathbf{q}} = -\dot{\lambda} \mathbf{h}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}), \quad (7.62)$$

kde $\mathbf{r}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q})$ je funkce definující směr plastického přetváření a $\mathbf{h}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q})$ je funkce popisující zpevnění (změkčení) [38]. V případě asociativního (sdruženého) zákona plastického přetváření platí

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}} = \dot{\lambda} \frac{\partial f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q})}{\partial \boldsymbol{\sigma}}, \quad (7.63)$$

$$\dot{\mathbf{q}} = -\dot{\lambda} \mathbf{D} \frac{\partial f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q})}{\partial \mathbf{q}}, \quad (7.64)$$

kde \mathbf{D} je zobecněný tenzor plastické tuhosti. Z geometrického hlediska je v tomto případě směr plastického přetváření kolmý k ploše plasticity [21].

Dále platí Kuhnovy-Tuckerovy podmínky komplementarity [20], [23], [38]

$$\dot{\lambda} \geq 0, \quad f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) \leq 0, \quad \dot{\lambda} f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) = 0 \quad (7.65)$$

a v případě, že $f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) = 0$ také podmínky plastické konzistence

$$\dot{\lambda} \dot{f}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) = 0. \quad (7.66)$$

Derivaci funkce plasticity podle času lze vyjádřit jako [38]

$$\begin{aligned} \dot{f}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) &= \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \dot{\boldsymbol{\sigma}} + \frac{\partial f}{\partial \mathbf{q}} \cdot \dot{\mathbf{q}} = \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : (\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}}) + \frac{\partial f}{\partial \mathbf{q}} \cdot \dot{\mathbf{q}} \\ &= \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}} + \frac{\partial f}{\partial \mathbf{q}} \cdot \dot{\mathbf{q}} \\ &= \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \mathbf{r} - \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \mathbf{q}} \cdot \mathbf{h} \\ &= \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \dot{\lambda} \left(\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \mathbf{r} + \frac{\partial f}{\partial \mathbf{q}} \cdot \mathbf{h} \right) \leq 0. \end{aligned} \quad (7.67)$$

Při pružnoplastickém přetváření může nastat několik situací [20], které jsou shrnuty v tab. 7.1 a 7.2:

1. Materiálový bod je v pružném stavu $f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) < 0$. Z rovnice (7.65) plyne, že $\dot{\lambda} = 0$. Podle rovnice (7.61) nebo (7.63) se plastická deformace nemění $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{\text{pl}} = 0$.
2. Dále může nastat případ, kdy $f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) = 0$. Materiál je v plastickém stavu a mohou nastat různé varianty pružnoplastického přetváření.

- (a) V případě pružného odtěžování platí $\dot{f}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) < 0$. Podle rovnice (7.66) musí být rychlost plastického násobitele $\dot{\lambda} = 0$ a plastická deformace se nemění $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_{\text{pl}} = 0$. Po dosazení do rovnice (7.67) lze vyjádřit podmínku pro odtěžování [20]

$$\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \dot{\boldsymbol{\epsilon}} < 0 \quad (7.68)$$

a platí lineární závislost mezi časovými derivacemi napětí a celkové deformace [20]

$$\dot{f}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) = \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \dot{\boldsymbol{\sigma}} = \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \dot{\boldsymbol{\epsilon}}. \quad (7.69)$$

- (b) Limitním případem mezi pružným odtěžováním a plastickým zatěžováním je tzv. neutrální zatěžování [20], [23], [38], kdy $\dot{f}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) = 0$ a $\dot{\lambda} = 0$. Dosazením do rovnice (7.67) platí, že

$$\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \dot{\boldsymbol{\epsilon}} = 0 \quad (7.70)$$

- (c) V případě plastického přetváření zůstává napětí na ploše plasticity $\dot{f}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) = 0$ a mění se rychlost plastického násobitele $\dot{\lambda} > 0$. Jeho hodnotu lze vyjádřit pomocí rovnice (7.67) [20], [21], [38]

$$f = \dot{f} = 0 \implies \dot{\lambda} = \frac{\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \dot{\boldsymbol{\epsilon}}}{\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \mathbf{r} + \frac{\partial f}{\partial \mathbf{q}} \cdot \mathbf{h}} > 0 \quad (7.71)$$

Varianty 2a a 2c se vzájemně vylučují pokud [21]

$$\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \mathbf{r} + \frac{\partial f}{\partial \mathbf{q}} \cdot \mathbf{h} > 0, \quad (7.72)$$

potom

$$\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \dot{\boldsymbol{\epsilon}} > 0. \quad (7.73)$$

Obdobným postupem, jakým byl v případě jednoosé napjatosti odvozen pružnoplastický modul E_{ep} , lze v případě víceosé napjatosti odvodit tenzor pružnoplastické tuhosti \mathbf{C}_{ep} . Podle rovnic (7.59), (7.61) a (7.71)

platí [38]

$$\begin{aligned}
 \dot{\boldsymbol{\sigma}} &= \mathbf{C} : (\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}}) = \mathbf{C} : (\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \dot{\lambda} \mathbf{r}) \\
 &= \mathbf{C} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \frac{\mathbf{C} : \mathbf{r} \otimes \mathbf{C} : \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}}}{\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \mathbf{r} + \frac{\partial f}{\partial \mathbf{q}} \cdot \mathbf{h}} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} \\
 &= \left(\mathbf{C} - \frac{\mathbf{C} : \mathbf{r} \otimes \mathbf{C} : \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}}}{\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \mathbf{r} + \frac{\partial f}{\partial \mathbf{q}} \cdot \mathbf{h}} \right) : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \mathbf{C}_{\text{ep}} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}. \quad (7.74)
 \end{aligned}$$

Tab. 7.1 Klasifikace stavů a procesů pro pružnoplastický model [20], [21], [38]

Případ	$f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q})$	Stav	$\dot{\lambda}$	$\dot{f}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q})$	Proces
Pružný \rightarrow Pružný	< 0	Pružný	$= 0$	Libovolné	Pružný
Plastický \rightarrow Pružný	$= 0$	Plastický	$= 0$	< 0	Pružný
Plastický \rightarrow Neutrální	$= 0$	Plastický	$= 0$	$= 0$	Neutrální
Plastický \rightarrow Plastický	$= 0$	Plastický	> 0	$= 0$	Plastický

Tab. 7.2 Stavby a procesy pro pružnoplastický model [20]

Počáteční stav	Pružný	Plastický		
Proces		Odtěžování	Neutrální	Zatěžování
$f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q})$	< 0	$= 0$	$= 0$	$= 0$
$\dot{f}(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q})$	Libovolné	< 0	$= 0$	$= 0$
$\dot{\lambda}$	$= 0$	$= 0$	$= 0$	> 0
$\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$	Libovolné	< 0	$= 0$	> 0
Tuhost	\mathbf{C}	\mathbf{C}	\mathbf{C} nebo \mathbf{C}_{ep}	\mathbf{C}_{ep}

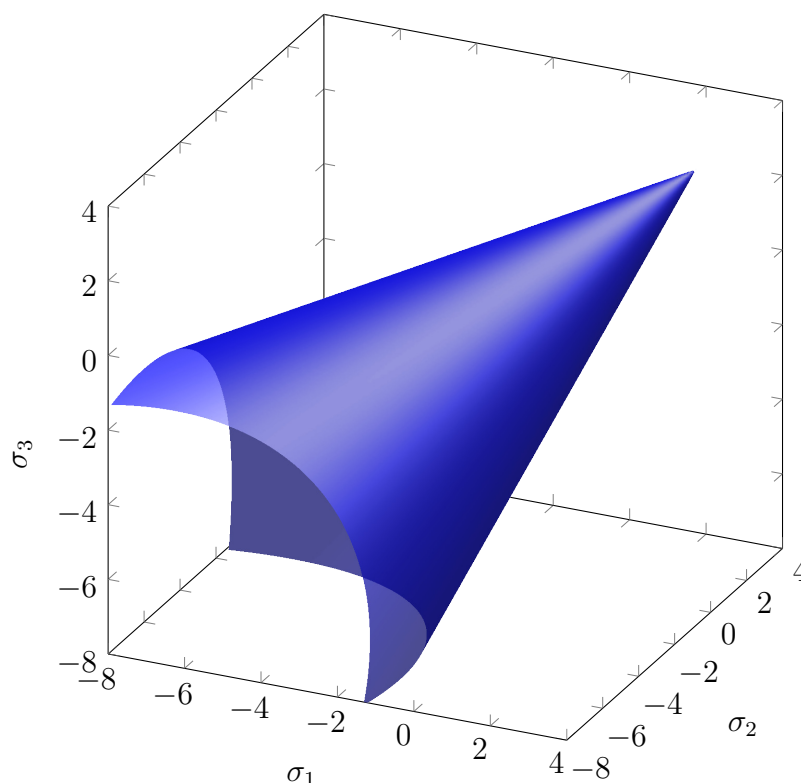
7.4.1 Podmínky plasticity

Pro numerickou analýzu zemin metodou konečných prvků je nutné použít vhodný materiálový model s vnitřním třením vystihujícím jejich plastické chování. Mezi ně patří Mohrův-Coulombův a Druckerův-Pragerův materiálový model [21].

Druckerův-Pragerův materiálový model představuje ve Westergaardově prostoru kužel, přičemž jeho osu tvoří tzv. hydrostatická osa ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$), viz obr. 7.7.

Funkce plasticity má tvar [21], [42]

$$f(\boldsymbol{\sigma}) = \alpha_j I_1(\boldsymbol{\sigma}) + \sqrt{J_2(\boldsymbol{\sigma})} - \tau_j, \quad (7.75)$$



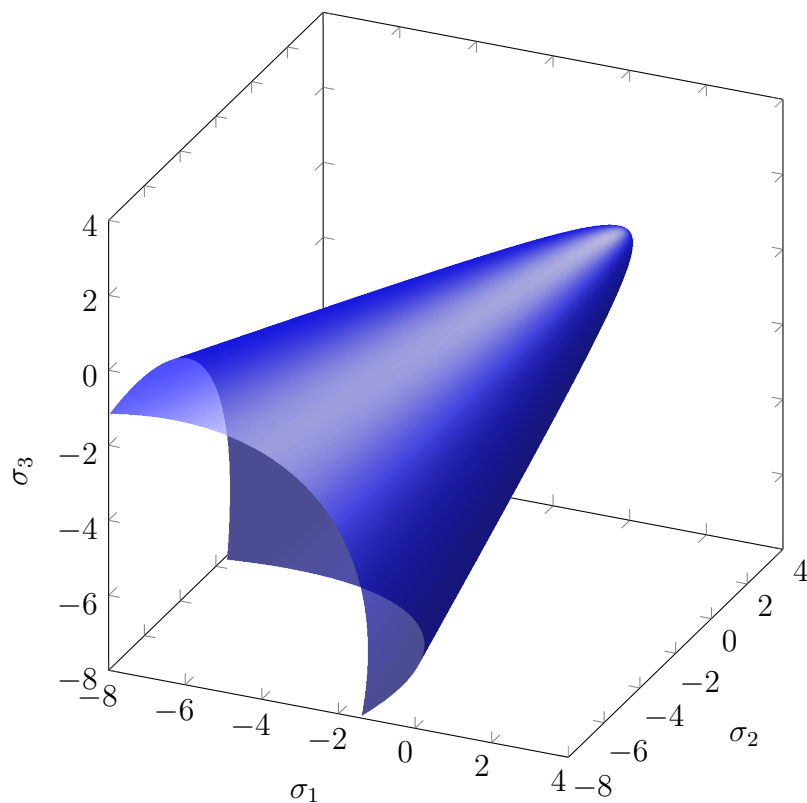
Obr. 7.7 Druckerova-Pragerova plocha plasticity ve Westergaardově prostoru [28]

$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 3 \sigma_m, \quad (7.76)$$

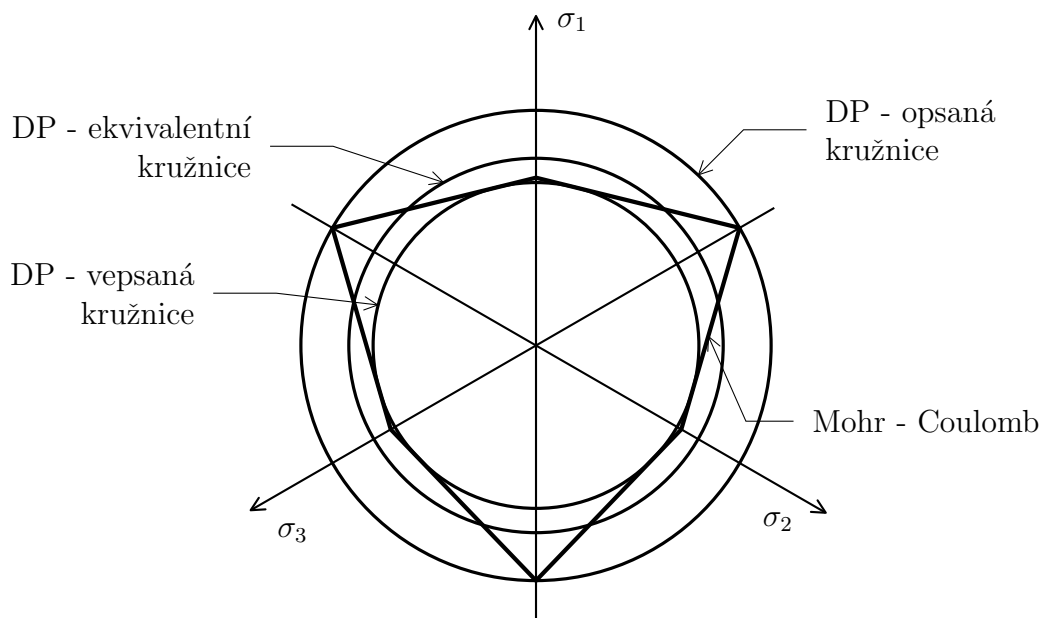
$$J_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2], \quad (7.77)$$

kde α_j a τ_j jsou materiálové konstanty, I_1 je první invariant tenzoru napětí, J_2 je druhý invariant deviatorické části tenzoru napětí a σ_m je střední napětí. Konstanta α_j se označuje jako koeficient vnitřního tření. Konstanta τ_j hraje roli meze kluzu ve smyku [21]. První invariant I_1 závisí na hydrostatické části tenzoru napětí a je tedy pro danou deviatorickou rovinu konstantní.

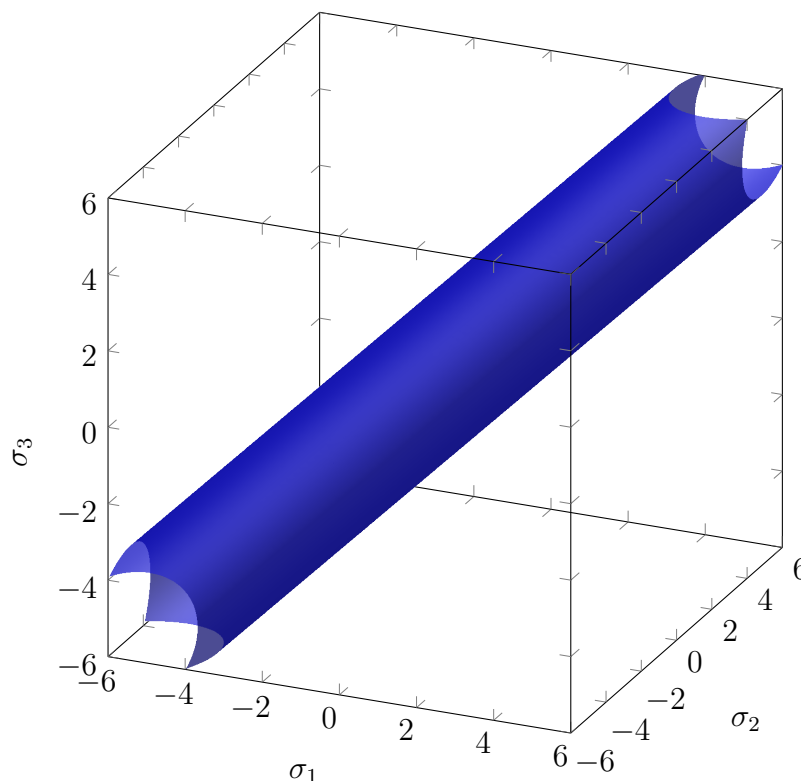
Podle konstant α_j a τ_j existují různé varianty Druckerova-Pragerova materiálového modelu. Buď může být kužel reprezentující plochu plasticity opsán kolem Mohrova-Coulombova šestibokého jehlanu. Deviatorickým řezem je potom opsaná kružnice kolem šestiúhelníku, viz obr. 7.10. Další variantou je vepsaný kužel nebo tzv. ekvivalentní kužel [83]. Vztahy pro výpočet koeficientů α_j a τ_j pro různé varianty Druckerova-Pragerova materiálového modelu jsou uvedeny v tab. 7.3.



Obr. 7.8 Druckerova-Pragerova plocha plasticity ve Westergaardově prostoru [28]



Obr. 7.10 Deviatorický řez Drukcerovou-Pragerovou a Mohrovou-Coulombovou plochou plasticity [83]



Obr. 7.9 Misesova plocha plasticity ve Westergaardově prostoru [28]

Tab. 7.3 Výpočet konstant pro varianty Druckerova-Pragerova materiálového modelu [83]

Konstanta	Druckerův-Pragerův model		
	Opsaný	Ekvivalentní	Vepsaný
α_j	$\frac{2 \sin \varphi}{\sqrt{3}(3 - \sin \varphi)}$	$\frac{2\sqrt{3} \sin \varphi}{\sqrt{2\sqrt{3}\pi(9 - \sin^2 \varphi)}}$	$\frac{\sin \varphi}{\sqrt{3}\sqrt{3 + \sin^2 \varphi}}$
τ_j	$\frac{6 c \cos \varphi}{\sqrt{3}(3 - \sin \varphi)}$	$\frac{6\sqrt{3} c \cos \varphi}{\sqrt{2\sqrt{3}\pi(9 - \sin^2 \varphi)}}$	$\frac{\sqrt{3} c \cos \varphi}{\sqrt{3 + \sin^2 \varphi}}$

7.4.2 Numerická integrace pro víceosou napjatost

Stav tělesa v určitém bodě a čase je plně definován, jsou-li známy parametry $\boldsymbol{\varepsilon}$, $\boldsymbol{\varepsilon}_{pl}$, \boldsymbol{q} [38]. Ty jsou definovány ve tvaru diferenciálních rovnic pomocí zákona plastického přetváření (7.61), (7.63) a zákona zpevnění (7.62), (7.64). Pro numerickou integraci se používají dva základní typy algoritmů [32]:

1. Algoritmy založené na zobecněném lichoběžníkovém pravidle (*Generalized*

trapezoidal rule - GTR)

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^{n+1} = \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^n + \Delta\lambda^{n+1} [(1 - \vartheta)\mathbf{r}(\boldsymbol{\sigma}^n, \mathbf{q}^n) + \vartheta\mathbf{r}(\boldsymbol{\sigma}^{n+1}, \mathbf{q}^{n+1})] \quad (7.78)$$

$$\mathbf{q}^{n+1} = \mathbf{q}^n - \Delta\lambda^{n+1} [(1 - \vartheta)\mathbf{h}(\boldsymbol{\sigma}^n, \mathbf{q}^n) + \vartheta\mathbf{h}(\boldsymbol{\sigma}^{n+1}, \mathbf{q}^{n+1})] \quad (7.79)$$

2. Algoritmy založené na zobecněném pravidle středního bodu (*Generalized midpoint rule - GMR*).

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^{n+1} = \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^n + \Delta\lambda^{n+1} \mathbf{r}((1 - \vartheta)\boldsymbol{\sigma}^n + \vartheta\boldsymbol{\sigma}^{n+1}, (1 - \vartheta)\mathbf{q}^n + \vartheta\mathbf{q}^{n+1}) \quad (7.80)$$

$$\mathbf{q}^{n+1} = \mathbf{q}^n - \Delta\lambda^{n+1} \mathbf{h}((1 - \vartheta)\boldsymbol{\sigma}^n + \vartheta\boldsymbol{\sigma}^{n+1}, (1 - \vartheta)\mathbf{q}^n + \vartheta\mathbf{q}^{n+1}) \quad (7.81)$$

Parametr ϑ může nabývat hodnot od 0 do 1. Pro $\vartheta = 0$ se jedná o (explicitní) Eulerovu metodu a pro $\vartheta = 1$ se jedná o implicitní Eulerovu metodu.

Vzhledem k tomu, že přírůstek celkové deformace $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^n$ je definován z přírůstku posunutí $\Delta\mathbf{u}$, je možné definovat celkovou deformaci a napětí v čase t^{n+1} jako [38]

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{n+1} = \boldsymbol{\varepsilon}^n + \Delta\boldsymbol{\varepsilon}^n, \quad (7.82)$$

$$\boldsymbol{\sigma}^{n+1} = \mathbf{C} : (\boldsymbol{\varepsilon}^{n+1} - \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^{n+1}). \quad (7.83)$$

Řešení je omezeno Khunovými-Tuckerovými podmínkami komplementarity, jež lze vyjádřit v diskrétním tvaru jako [38]

$$f(\boldsymbol{\sigma}^{n+1}, \mathbf{q}^{n+1}), \quad \Delta\lambda \geq 0, \quad \Delta\lambda f(\boldsymbol{\sigma}^{n+1}, \mathbf{q}^{n+1}) = 0. \quad (7.84)$$

Při řešení stavu materiálového bodu v čase t^{n+1} se v prvním kroku předpokládá, že plastická deformace se nemění, $\Delta\lambda = 0$. Tím je definován tzv. zkušební pružný stav "Trial elastic state" [38]

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl,trial}}^{n+1} = \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^n, \quad (7.85a)$$

$$\mathbf{q}_{\text{trial}}^{n+1} = \mathbf{q}^n \quad (7.85b)$$

$$\boldsymbol{\sigma}_{\text{trial}}^{n+1} = \mathbf{C} : (\boldsymbol{\varepsilon}^{n+1} - \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^n) = \boldsymbol{\sigma}^n + \mathbf{C} : \Delta\boldsymbol{\varepsilon}^n \quad (7.85c)$$

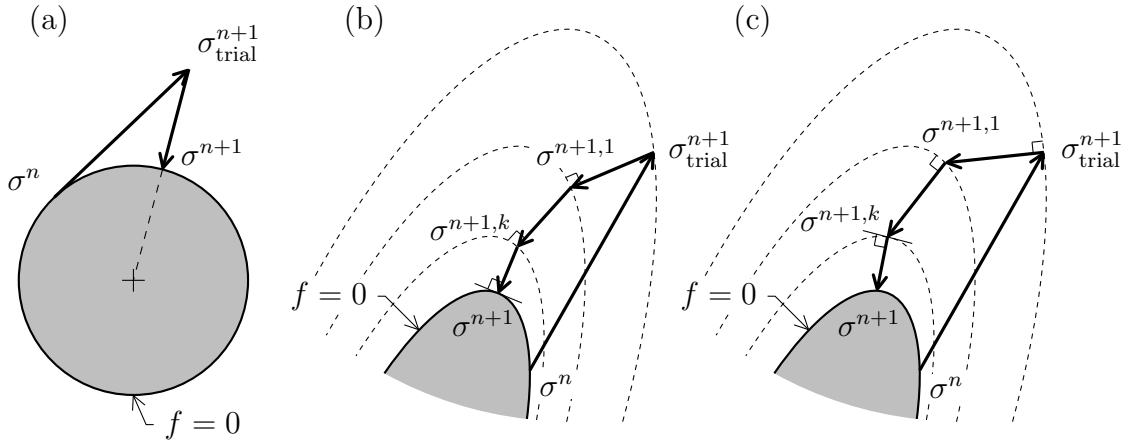
$$f_{\text{trial}}^{n+1} = f(\boldsymbol{\sigma}_{\text{trial}}^{n+1}, \mathbf{q}_{\text{trial}}^{n+1}). \quad (7.85d)$$

Jsou-li splněny podmínky (7.84), tzn. je-li $f_{\text{trial}}^{n+1} \leq 0$, je předpoklad, že $\Delta\lambda^{n+1} = 0$ splněn a zkušební pružný stav je řešením v čase t^{n+1} .

Naopak, nejsou-li podmínky (7.84) splněny, tzn. $f_{\text{trial}}^{n+1} > 0$, potom $\Delta\lambda^{n+1} \neq 0$ a dochází k plastickému přetváření [20]. Z geometrického hlediska je zkušební napětí $\boldsymbol{\sigma}_{\text{trial}}^{n+1}$ vně plochy plasticity. Tento stav je nepřipustný a napětí musí být vráceno zpět na plochu plasticity. Existují různé typy algoritmů, které jsou speciálními případy GTR nebo GMR. Patří mezi ně např.:

- "Radial return mapping"- používá se pro Misesovu podmínku plasticity. Je odvozený na základě implicitní Eulerovy metody ($\vartheta = 1$). Název vychází z geometrické interpretace, kdy napětí v plasticky nepřipustné oblasti je vráceno na plochu plasticity v radiálním směru [20], [39], viz. obr. (7.11).
- "Closest point projection"- používá se pro obecné plochy plasticity. Je to implicitní algoritmus odvozený na základě implicitní Eulerovy metody ($\vartheta = 1$). Název je také odvozen z geometrické interpretace, kdy pro asociativní zákon plastického přetváření je napětí vráceno na nejbližší bod na ploše plasticity [38], [39].

- "Generalized cutting plane"- používá se pro obecné plochy plasticity. Je to explicitní algoritmus odvozený na základě Eulerovy metody ($\vartheta = 0$) [20].



Obr. 7.11 (a) Radial return mapping, (b) Closest point projection (c) Generalized cutting plane [18], [20], [38]

7.4.2.1 Closest point projection

Pro ideálně pružnoplastický model lze při uvažování implicitní Eulerovy metody ($\vartheta = 1$) napětí $\boldsymbol{\sigma}^{n+1}$ vyjádřit v závislosti na $\boldsymbol{\sigma}_{\text{trial}}^{n+1}$ a $\Delta\lambda^{n+1}$ pomocí rovnic (7.83), (7.85c) a (7.78) nebo (7.80) jako [38]

$$\begin{aligned}\boldsymbol{\sigma}^{n+1} &= \mathbf{C} : (\boldsymbol{\varepsilon}^{n+1} - \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^{n+1}) = \mathbf{C} : (\boldsymbol{\varepsilon}^{n+1} - \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^n) - \mathbf{C} : (\boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^{n+1} - \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^n) \\ &= \boldsymbol{\sigma}_{\text{trial}}^{n+1} - \Delta\lambda^{n+1} \mathbf{C} : \mathbf{r}(\boldsymbol{\sigma}^{n+1}).\end{aligned}\quad (7.86)$$

Zkušební elastické napětí, které se nachází v nepřipustné oblasti, musí být navrženo na plochu plasticity. Jelikož je zde uvažován neasociativní zákon plastického přetváření, není tím zachována geometrická interpretace, že napětí v nepřipustné oblasti je navrženo na nejbližší bod na ploše plasticity. Pro napětí $\boldsymbol{\sigma}^{n+1}$ musí platit, že

$$f(\boldsymbol{\sigma}^{n+1}) = 0. \quad (7.87)$$

Jedná se o soustavu dvou rovnic o dvou neznámých $\boldsymbol{\sigma}^{n+1}$ a $\Delta\lambda^{n+1}$. Výpočet se provádí pomocí Newtonovy-Raphsonovy metody. Linearizací obou rovnic je dáno [20]

$$\begin{aligned}\boldsymbol{\sigma}^{n+1,k} + \Delta\boldsymbol{\sigma}^{n+1,k} + \Delta\lambda^{n+1,k} \mathbf{C} : \mathbf{r}^{n+1,k} + \Delta^2\lambda^{n+1,k} \mathbf{C} : \mathbf{r}^{n+1,k} + \\ + \Delta\lambda^{n+1,k} \mathbf{C} : \frac{\partial \mathbf{r}^{n+1,k}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \Delta\boldsymbol{\sigma}^{n+1,k} = \boldsymbol{\sigma}_{\text{trial}}^{n+1}\end{aligned}\quad (7.88)$$

$$f^{n+1,k} + \frac{\partial f^{n+1,k}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \Delta\boldsymbol{\sigma}^{n+1,k} = 0 \quad (7.89)$$

Přenosobním rovnice (7.88) maticí pružné poddajnosti \mathbf{C}^{-1} zleva a úpravou je dáno [20]

$$\begin{aligned} \mathbf{C}^{-1} : \boldsymbol{\sigma}^{n+1,k} + \mathbf{C}^{-1} : \Delta \boldsymbol{\sigma}^{n+1,k} + \Delta \lambda^{n+1,k} \mathbf{r}^{n+1,k} + \Delta^2 \lambda^{n+1,k} \mathbf{r}^{n+1,k} + \\ + \Delta \lambda^{n+1,k} \frac{\partial \mathbf{r}^{n+1,k}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \Delta \boldsymbol{\sigma}^{n+1,k} = \mathbf{C}^{-1} : \boldsymbol{\sigma}_{\text{trial}}^{n+1} \end{aligned} \quad (7.90)$$

$$\begin{aligned} \left[\mathbf{C}^{-1} + \Delta \lambda^{n+1,k} \frac{\partial \mathbf{r}^{n+1,k}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right] : \Delta \boldsymbol{\sigma}^{n+1,k} + \Delta^2 \lambda^{n+1,k} \mathbf{r}^{n+1,k} = \\ = \mathbf{C}^{-1} : (\boldsymbol{\sigma}_{\text{trial}}^{n+1} - \boldsymbol{\sigma}^{n+1,k}) - \Delta \lambda^{n+1,k} \mathbf{r}^{n+1,k} \end{aligned} \quad (7.91)$$

Pravou stranu rovnice (7.91) lze označit jako reziduum $\mathbf{R}^{n+1,k} = \Delta \tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}}^{n+1,k} - \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^{n+1,k}$, kde $\Delta \tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}}^{n+1,k} = \mathbf{C}^{-1} : (\boldsymbol{\sigma}_{\text{trial}}^{n+1} - \boldsymbol{\sigma}^{n+1,k})$ je přírůstek plastické deformace určený z rozdílu zkušebnímu pružného napětí $\boldsymbol{\sigma}_{\text{trial}}^{n+1}$ a aproximovaného napětí $\boldsymbol{\sigma}^{n+1,k}$, který se obecně liší od přírůstku plastické deformace určeného ze zákona plastického přetváření $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^{n+1,k} = \Delta \lambda^{n+1,k} \mathbf{r}^{n+1,k}$. Rovnici (7.86) lze přepsat do tvaru [20]

$$\Delta \lambda^{n+1,k} \mathbf{r}^{n+1,k} = \mathbf{C}^{-1} : (\boldsymbol{\sigma}_{\text{trial}}^{n+1} - \boldsymbol{\sigma}^{n+1,k}), \quad (7.92)$$

neboli podmínkou je, aby $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^{n+1,k} = \Delta \tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}_{\text{pl}}^{n+1,k}$. Přírůstek napětí lze vyjádřit jako

$$\Delta \boldsymbol{\sigma}^{n+1,k} = \boldsymbol{\Xi}^{n+1,k} : (\mathbf{R}^{n+1,k} - \Delta^2 \lambda^{n+1,k} \mathbf{r}^{n+1,k}), \quad (7.93)$$

kde [20], [38]

$$\boldsymbol{\Xi}^{n+1,k} = \left[\mathbf{C}^{-1} + \Delta \lambda^{n+1,k} \frac{\partial \mathbf{r}^{n+1,k}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right]^{-1}. \quad (7.94)$$

Dosazením do rovnice (7.89) lze psát

$$\frac{\partial f^{n+1,k}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \boldsymbol{\Xi}^{n+1,k} : (\mathbf{R}^{n+1,k} - \Delta^2 \lambda^{n+1,k} \mathbf{r}^{n+1,k}) = -f^{n+1,k}. \quad (7.95)$$

Následně lze vyjádřit $\Delta^2 \lambda^{n+1,k}$ jako [20], [38]

$$\Delta^2 \lambda^{n+1,k} = \frac{f^{n+1,k} + \frac{\partial f^{n+1,k}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \boldsymbol{\Xi}^{n+1,k} : \mathbf{R}^{n+1,k}}{\frac{\partial f^{n+1,k}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \boldsymbol{\Xi}^{n+1,k} : \mathbf{r}^{n+1,k}}. \quad (7.96)$$

V případě asociativního zákona plastického přetváření je [20], [38]

$$\mathbf{r}^{n+1,k} = \frac{\partial f^{n+1,k}}{\partial \boldsymbol{\sigma}}, \quad (7.97)$$

$$\boldsymbol{\Xi}^{n+1,k} = \left[\mathbf{C}^{-1} + \Delta \lambda^{n+1,k} \frac{\partial^2 f^{n+1,k}}{\partial \boldsymbol{\sigma}^2} \right]^{-1}. \quad (7.98)$$

7.4.2.2 Generalized cutting plane

Při uvažování Eulerovy metody ($\vartheta = 0$) lze napětí a interní proměnné vyjádřit pomocí rovnic (7.83), (7.85c) a buď (7.78) a (7.81) nebo (7.80) a (7.81) jako [20],

[38]

$$\boldsymbol{\sigma}^{n+1} = \mathbf{C} : (\boldsymbol{\varepsilon}^{n+1} - \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^{n+1}) = \mathbf{C} : (\boldsymbol{\varepsilon}^{n+1} - \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^n) - \mathbf{C} : (\boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^{n+1} - \boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}^n) \quad (7.99)$$

$$= \boldsymbol{\sigma}_{\text{trial}}^{n+1} - \Delta\lambda^{n+1} \mathbf{C} : \mathbf{r}(\boldsymbol{\sigma}^n, \mathbf{q}^n) \quad (7.100)$$

$$\mathbf{q}^{n+1} = \mathbf{q}^n - \Delta\lambda^{n+1} \mathbf{h}(\boldsymbol{\sigma}^n, \mathbf{q}^n) \quad (7.101)$$

Dále musí být splněny podmínky (7.84) a pro $\Delta\lambda^{n+1} > 0$ musí platit

$$f(\boldsymbol{\sigma}^{n+1}, \mathbf{q}^{n+1}) = 0. \quad (7.102)$$

Linearizací rovnic (7.100), (7.101) a (7.102) je dáno [20]

$$\boldsymbol{\sigma}^{n+1,k} + \Delta\boldsymbol{\sigma}^{n+1,k} + \Delta\lambda^{n+1,k} \mathbf{C} : \mathbf{r}^n + \Delta^2\lambda^{n+1,k} \mathbf{C} : \mathbf{r}^n = \boldsymbol{\sigma}_{\text{trial}}^{n+1} \quad (7.103)$$

$$\mathbf{q}^{n+1,k} + \Delta\mathbf{q}^{n+1,k} + \Delta\lambda^{n+1,k} \mathbf{h}^n + \Delta^2\lambda^{n+1,k} \mathbf{h}^n = \mathbf{q}^n \quad (7.104)$$

$$f^{n+1,k} + \frac{\partial f^{n+1,k}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \Delta\boldsymbol{\sigma}^{n+1,k} + \frac{\partial f^{n+1,k}}{\partial \mathbf{q}} : \Delta\mathbf{q}^{n+1,k} = 0 \quad (7.105)$$

Úpravou rovnic (7.103) a (7.104) je dáno [20]

$$\Delta\boldsymbol{\sigma}^{n+1,k} + \Delta^2\lambda^{n+1,k} \mathbf{C} : \mathbf{r}^n = \boldsymbol{\sigma}_{\text{trial}}^{n+1} - \boldsymbol{\sigma}^{n+1,k} - \Delta\lambda^{n+1,k} \mathbf{C} : \mathbf{r}^n \quad (7.106)$$

$$\Delta\mathbf{q}^{n+1,k} + \Delta^2\lambda^{n+1,k} \mathbf{h}^n = \mathbf{q}^n - \mathbf{q}^{n+1,k} - \Delta\lambda^{n+1,k} \mathbf{h}^n \quad (7.107)$$

Jelikož jsou v tomto případě napětí $\boldsymbol{\sigma}^{n+1}$ a interní proměnné \mathbf{q}^{n+1} lineární funkce $\Delta\lambda^{n+1}$, viz rovnice (7.100) a (7.101), jsou pravé strany rovnic (7.106) a (7.107) rovny $\mathbf{0}$ [3]. Dosazením rovnic (7.106) a (7.107) do (7.102) lze psát

$$f^{n+1,k} - \Delta^2\lambda^{n+1,k} \frac{\partial f^{n+1,k}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \mathbf{r}^n - \Delta^2\lambda^{n+1,k} \frac{\partial f^{n+1,k}}{\partial \mathbf{q}} \cdot \mathbf{h}^n = 0 \quad (7.108)$$

Následně lze vyjádřit $\Delta^2\lambda^{n+1,k}$ jako [20], [38]

$$\Delta^2\lambda^{n+1,k} = \frac{f^{n+1,k}}{\frac{\partial f^{n+1,k}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \mathbf{C} : \mathbf{r}^n + \frac{\partial f^{n+1,k}}{\partial \mathbf{q}} \cdot \mathbf{h}^n}. \quad (7.109)$$

Na základě uvedené teorie byly do programu ANSYS [42] naprogramovány v jazyce C++ různé materiálové modely zohledňující víceosou napjatost. Algoritmy pro tyto materiálové modely byly nejprve analyzovány a testovány v programu MATLAB [28].

Pomocí algoritmu „Radial return mapping“ byly např. vytvořeny materiálové modely s Misesovou podmínkou plasticity s různými funkcemi zpevnění. Dále byl naprogramován Druckerův-Pragerův materiálový model s hyperbolickou funkcí plasticity, jak pomocí algoritmu „Closest point projection“, tak pomocí algoritmu „Generalized cutting plane“. Navíc byl vytvořen nový algoritmus, který oba tyto algoritmy kombinuje. Tento nový algoritmus vykazoval větší numerickou stabilitu. K Druckerovu-Pragerovu materiálovému modelu byla navíc implementována funkce zpevnění i funkce změkčení. Tento model s funkcí změkčení byl použit v článku [73].

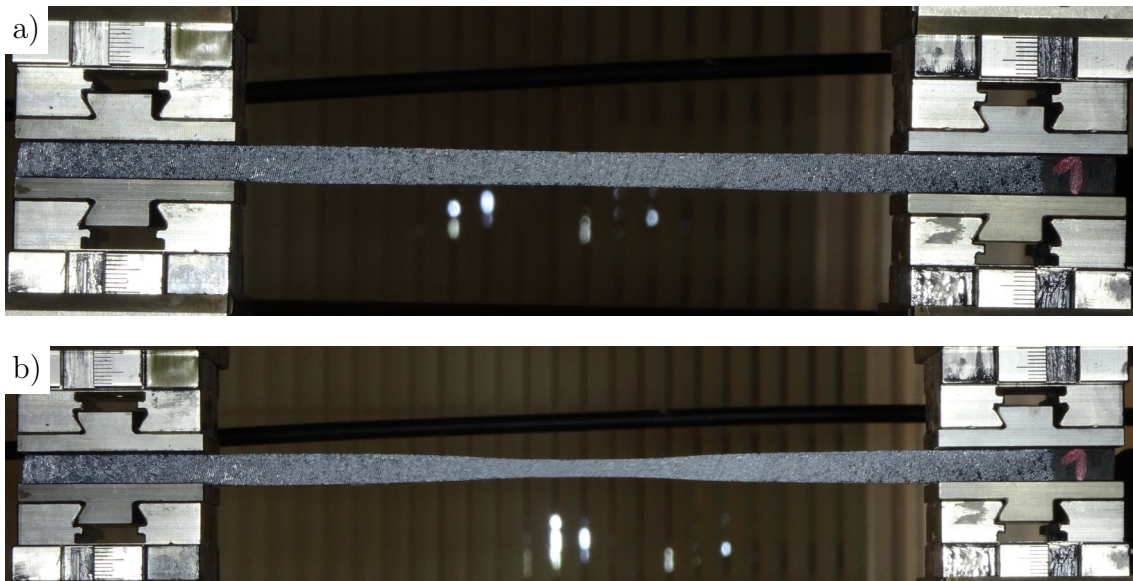
Během testování materiálových modelů byla v teoretické části nápovědy k programu ANSYS [42] nalezena chyba, která byla ohlášena distributorovi tohoto softwaru.

8 Experimenty

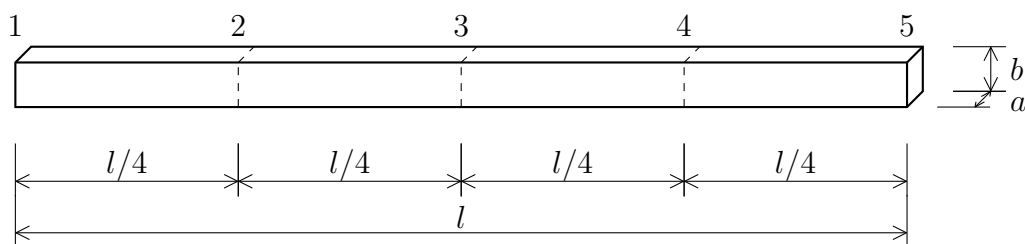
Byly provedeny řady zkoušek na trubkách a jejich částech z vysokohustotního polyethylenu (PE-HD). Pro určení materiálových vlastností PE-HD byly provedeny zkoušky tahem a ohybem v lisu na vzorcích vyřezaných z trubky. Navíc byl použit systém ARAMIS [1], který opticky pomocí vysokorychlostní kamery umožňoval sledovat deformaci povrchu vzorků. Dále byly provedeny zkoušky trubek zatížených vnějším přetlakem, u kterých bylo sledováno jejich chování při ztrátě stability. Pro experimenty trubek zatížených vnějším přetlakem bylo nutné navrhnout a vyrobit nové zkušební zařízení.

8.1 Zkouška tahem

Závislosti napětí na deformaci pro různé rychlosti zatěžování je možné určit zkouškou tahem. Pro zkoušku tahem, viz obr. 8.1, bylo použito 5 vzorků o rozměrech cca 200x10x10 mm. Vzorky byly vyřezány z PE-HD trubky (vnější průměr 160 mm, rozměrová řada SDR 11) v podélném směru. Příčné rozměry vzorků byly změřeny v 5-ti místech, viz obr. 8.2. Naměřené rozměry jsou uvedeny v tab. 8.1.



Obr. 8.1 Tahová zkouška - vzorek 1: a) průběh zatěžování, b) zmenšení průřezové plochy uprostřed vzorku „necking“



Obr. 8.2 Vzorek pro zkoušku tahem a ohybem - místa určení rozměrů

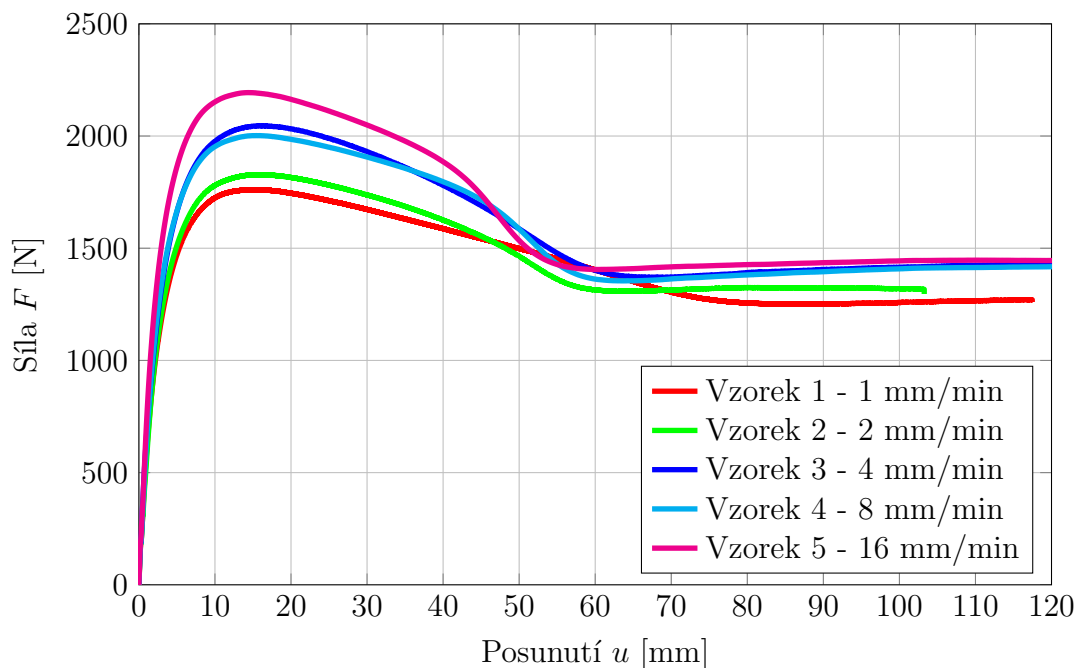
Tab. 8.1 Rozměry vzorků pro zkoušku tahem

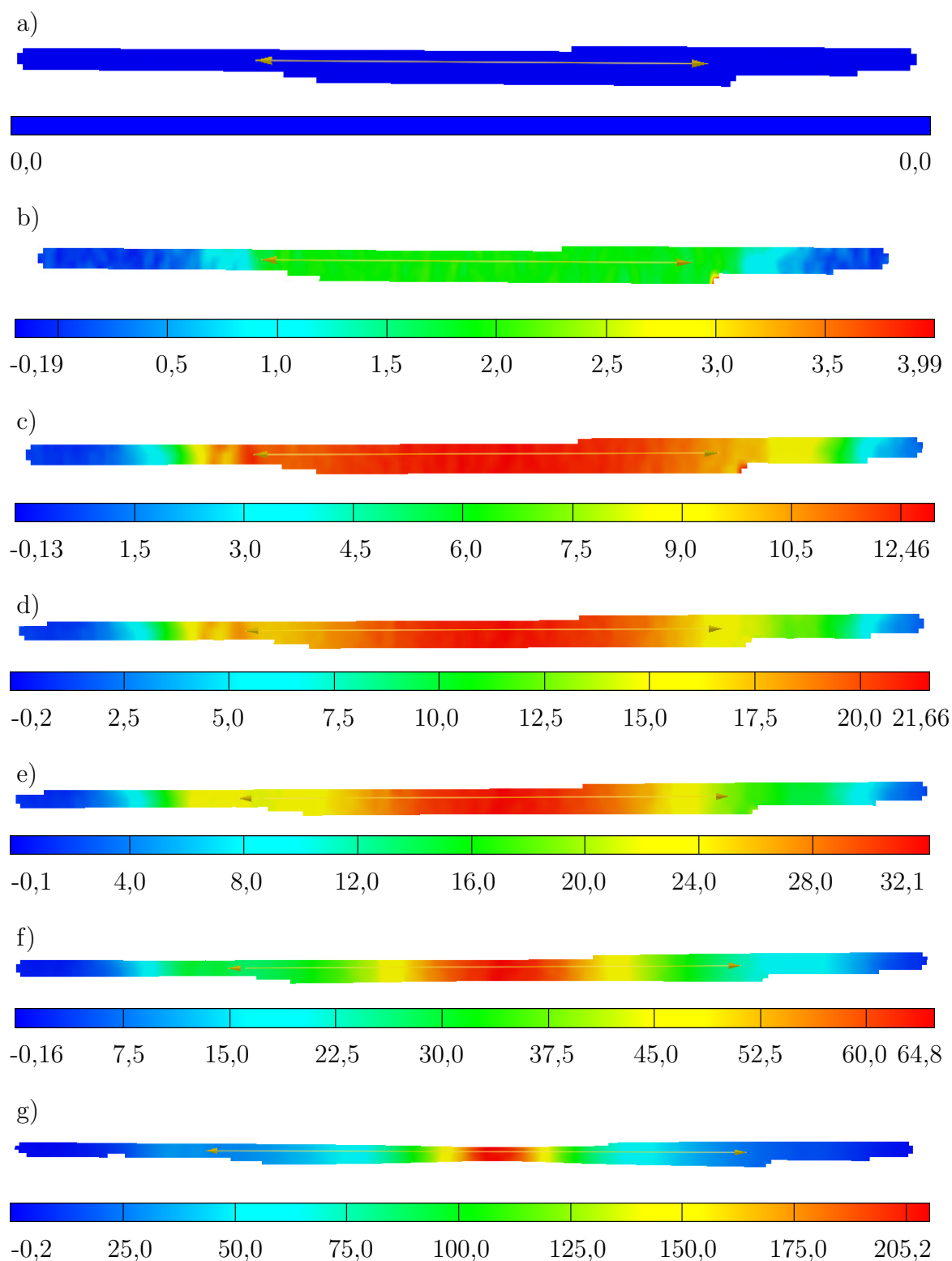
Vzorek	Délka l [mm]	Šířka a [mm]					Výška b [mm]				
		Místo měření					Místo měření				
		1	2	3	4	5	1	2	3	4	5
1	202,0	10,7	10,9	10,7	10,9	10,8	8,6	9,4	9,4	9,5	9,8
2	202,5	9,2	9,6	9,5	9,6	9,8	10,9	10,8	10,5	10,5	10,4
3	201,5	11,0	10,9	10,7	10,7	10,6	10,3	9,8	9,6	9,9	10,3
4	201,0	9,9	9,5	9,5	9,6	9,7	10,4	10,5	10,5	10,4	10,5
5	202,5	9,8	9,4	9,4	9,6	9,7	10,5	10,8	10,9	11,0	10,9

Vzorky byly zatěžovány posunutím o rychlostech:

- vzorek 1 - 1 mm/min,
- vzorek 2 - 2 mm/min,
- vzorek 3 - 4 mm/min,
- vzorek 4 - 8 mm/min,
- vzorek 5 - 16 mm/min.

Při zkouškách byl zaznamenáván čas, posunutí čelisti a aplikovaná síla. Na obr. 8.3 je uvedena závislost síly na posunutí pro všechny rychlosti zatěžování. Navíc bylo pomocí systému ARAMIS [1] sledováno posunutí jednotlivých bodů povrchu vzorku a tím určena jeho deformace. Na obr. 8.4 jsou uvedeny první hlavní deformace v různých časových okamžicích pro vzorek 1.

**Obr. 8.3** Závislost síly na posunutí ze zkoušek tahem pro různé rychlosti zatěžování



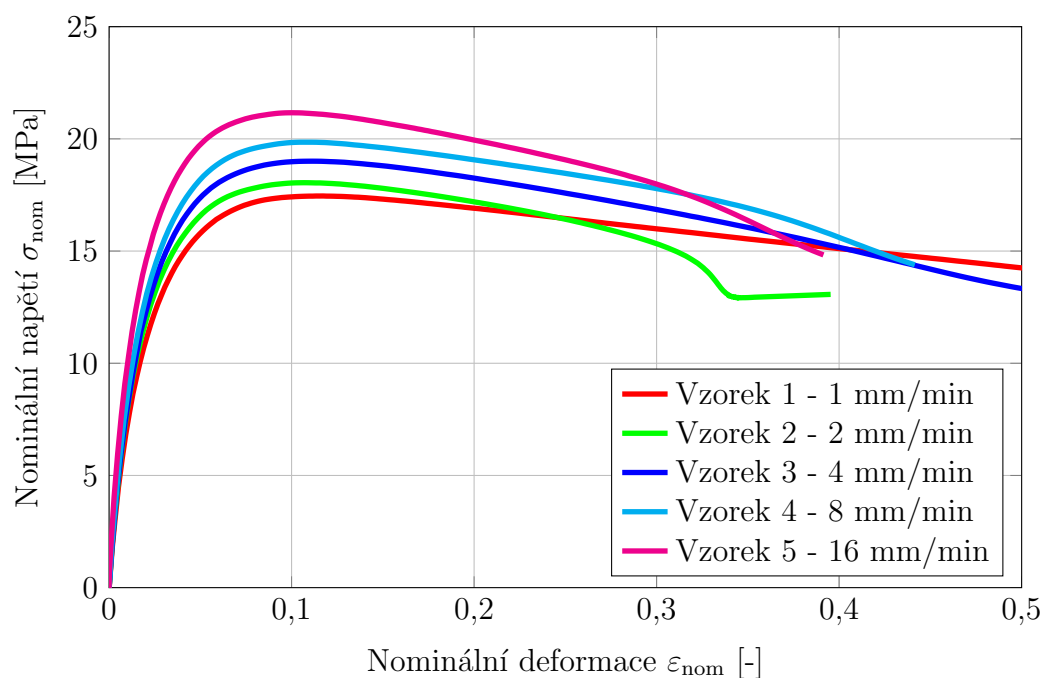
Obr. 8.4 Tahová zkouška - první hlavní deformace pro vzorek 1 v [%] v čase: a) 0 s, b) 145 s, c) 930 s, d) 1500 s e) 2010 s f) 3000 s g) 4440 s [1]

U všech vzorků došlo po dosažení maximální síly ke zmenšování průřezu vzorku (zúžení) v určitém místě a zároveň ke zvětšování podélné deformace v tomto místě,

což je patrné z obr. 8.1 b) a 8.4 c) až g). Tento jev se nazývá „necking“. Vzorek 1 dosáhl maximální síly v čase $t = 930$ s. Z obrázku je zřejmé, že deformace po délce vzorku je do toho času téměř rovnoměrná (kromě míst, kde je uchycen v čelistech), viz 8.4 a), b), c). Poté se deformace začne koncentrovat do jednoho místa 8.4 d) až g). Tento jev je možné pozorovat i u jiných materiálů. Pro některé polymery je však charakteristické, že po zúžení průřezové plochy se tato plocha již dále nezmenšuje, nýbrž toto zúžení se šíří dál po délce vzorku [82].

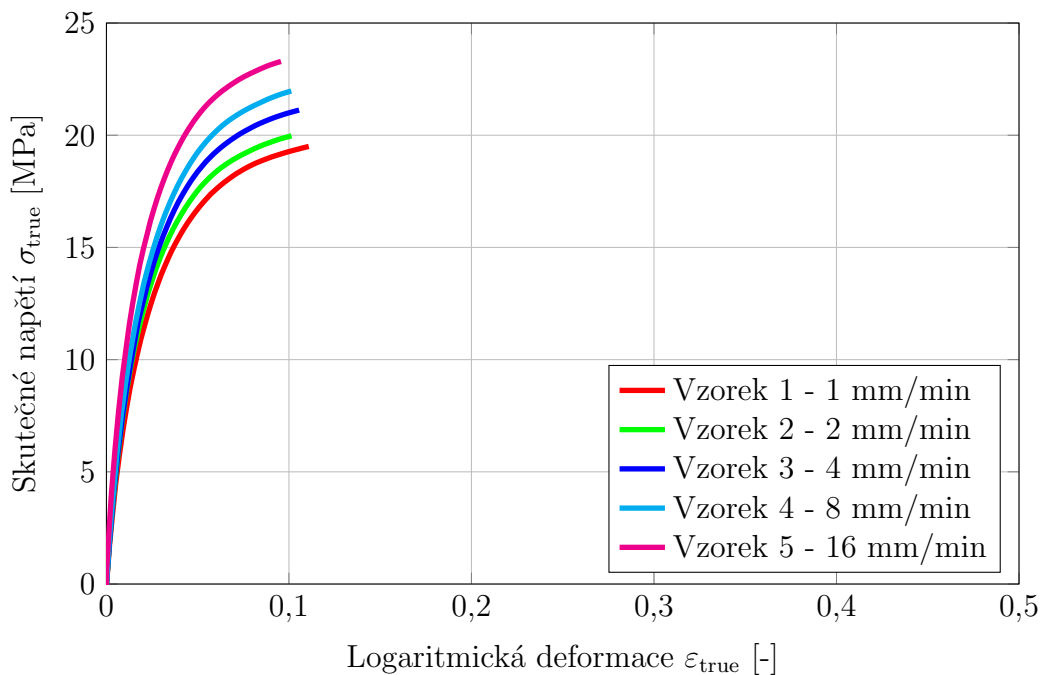
Výsledné závislosti sil na posunutích určené pomocí lisu jsou na obrázku 8.3. Na základě těchto závislostí lze určit nominální míru napětí (4.1) a nominální míru deformace (4.2). V každém z pěti míst, kde byly změřeny příčné rozměry vzorku (viz tab. 8.1), byla určena počáteční plocha průřezu. Pro výpočet nominálního napětí byla uvažována jejich průměrná hodnota. Vzhledem k možnému vlivu okrajových podmínek, nebyla, jako počáteční délka, použita vzdálenost čelistí lisu. Místo toho byly pomocí systému ARAMIS [1] vybrány dva body po délce vzorku, které byly od sebe dostatečně vzdálené, ale co nejméně ovlivněny okrajovými podmínkami (uchycením čelistmi). Počáteční délka l_0 byla určena jako vzdálenost těchto dvou bodů v čase $t = 0$ s. Změna délky Δl je tedy změna vzdálenosti těchto dvou bodů.

Závislost nominálního napětí na nominální deformaci je zobrazena na obr. 8.5. Tato závislost je pro všechny vzorky srovnatelná. Nejprve dochází k strmému nárůstu nominálního napětí. Ten pozvolna klesá až nominální napětí dosáhne svého maxima. Srovnáním všech vzorků je patrné, že se zvyšující se rychlostí zatěžování roste maximální hodnota nominálního napětí. Po jeho dosažení, dochází k mírnému poklesu nominálního napětí. Tento pokles však není způsoben snížením pevnosti materiálu, ale vzniká vlivem zmenšení průřezové plochy v určitém lokálním místě vzorku. To má za následek koncentraci deformace do tohoto oslabeného místa, dochází k tzv. „neckingu“, viz obr. 8.1 b).



Obr. 8.5 Závislost nominálního napětí na nominální deformaci pro zkoušky tahem

Závislost skutečného napětí na logaritmické deformaci je na obr. 8.6. Skutečné napětí σ_{true} lze určit z nominálního napětí do lokálního zúžení průřezu vzorku „neckingu“ a tedy do úrovně nominální deformace $\varepsilon_{\text{nom},0}$, při které je dosaženo maximálního nominálního napětí pomocí vztahu (4.4). Logaritmickou deformaci lze určit z nominální deformace pomocí vztahu (4.6). Přepočty lze provést jen do vytvoření „neckingu“, poté již nejsou uvedené vztahy platné, dochází totiž k nerovnoměrné deformaci po délce vzorku.



Obr. 8.6 Závislost skutečného napětí na logaritmické deformaci pro zkoušky tahem

Doteď byla rychlost zatěžování vyjadřována na základě rychlosti posunutí čelisti lisu. Rychlost zatěžování je však vzhledem k různým délkám vzorků, či způsobům namáhání v některých případech vhodnější vztáhnout ke každému materiálovému bodu tělesa, tzn. určit nominální rychlost deformace (4.7) nebo skutečnou rychlost deformace (4.8). V tab. 8.2 je pro každý vzorek uvedena rychlost posunutí čelisti a odpovídající nominální rychlost deformace.

Tab. 8.2 Rychlosti zatěžování pro tahovou zkoušku

Vzorek	Rychlost posunutí čelisti lisu v [mm/min]	Rychlost nominální deformace $\dot{\varepsilon}_{\text{nom}}$ [s ⁻¹]
1	1	$0,186 \cdot 10^{-3}$
2	2	$0,351 \cdot 10^{-3}$
3	4	$0,689 \cdot 10^{-3}$
4	8	$1,407 \cdot 10^{-3}$
5	16	$2,812 \cdot 10^{-3}$

8.2 Zkouška ohybem

Pro určení či ověření některých mechanických vlastností materiálu lze využít zkoušku tříbodovým ohybem, viz obr. 8.7. Pro tuto zkoušku bylo použito stejně jako u zkoušky tahem 5 vzorků o rozměrech cca 200x10x10 mm. Vzorky byly vyřezány z PE-HD trubky (vnější průměr 160 mm, rozměrová řada SDR 11) v podélném směru. Příčné rozměry vzorků byly změřeny v 5-ti místech, viz obr. 8.2. Naměřené rozměry jsou uvedeny v tab. 8.3.

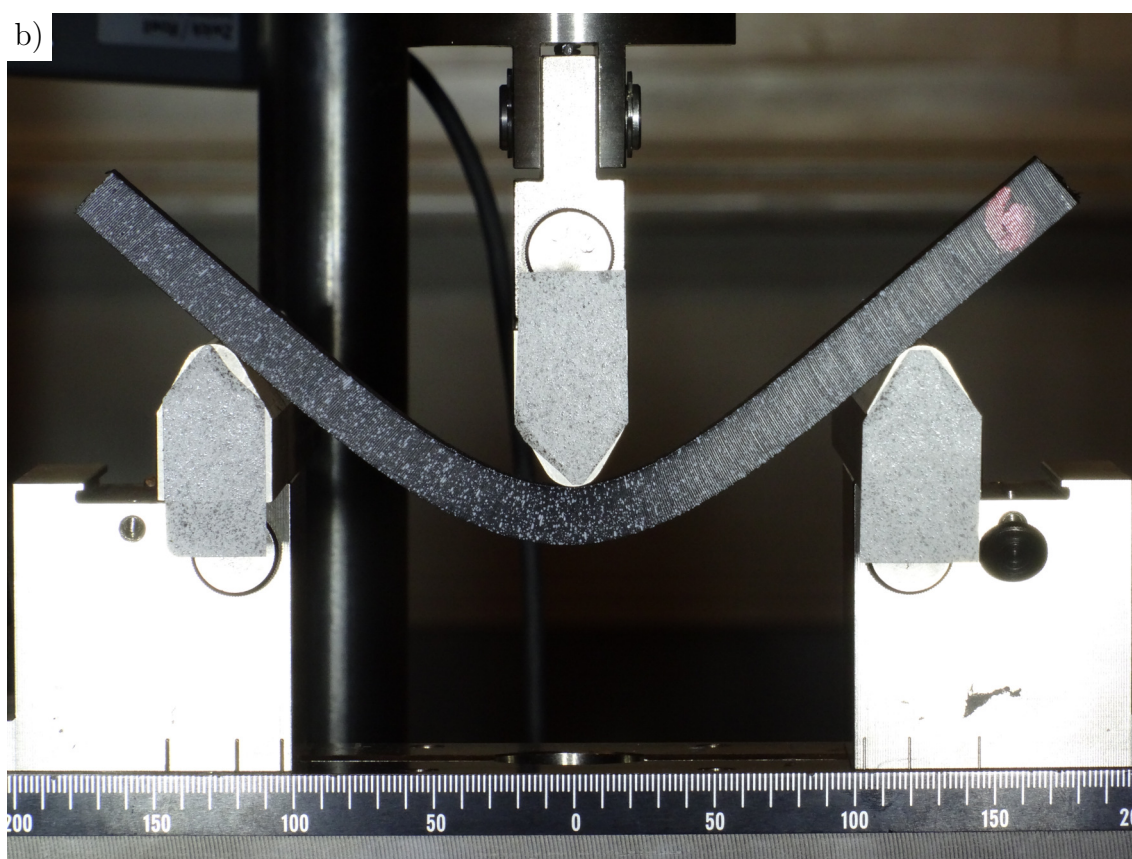
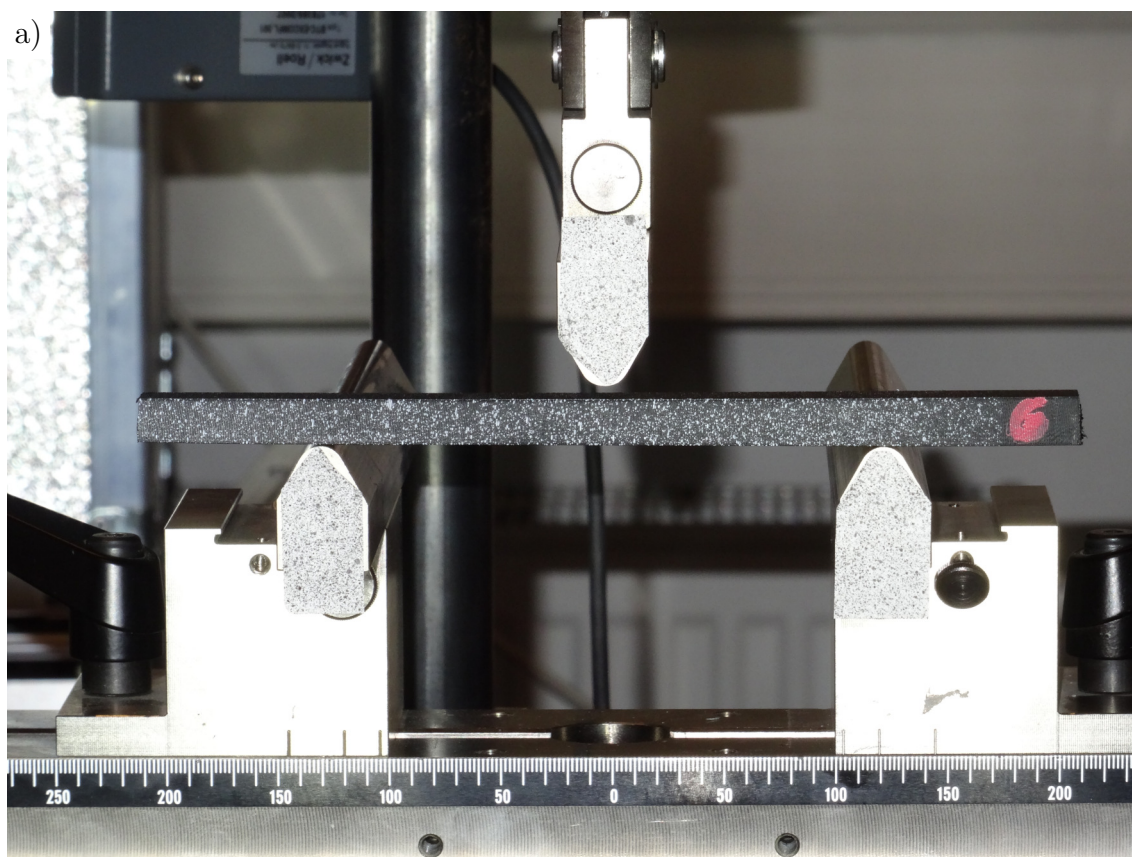
Tab. 8.3 Rozměry vzorků pro zkoušku ohybem

Vzorek	Délka l [mm]	Šířka a [mm]					Výška b [mm]				
		Místo měření					Místo měření				
		1	2	3	4	5	1	2	3	4	5
6	201,0	10,9	10,9	10,9	10,9	10,5	9,5	9,8	9,6	10,4	10,5
7	201,0	9,9	10,0	9,9	9,9	9,7	9,7	9,8	9,6	9,6	9,1
8	201,0	9,8	10,2	10,3	10,2	10,0	9,4	9,9	9,8	10,0	10,3
9	201,0	9,7	9,6	9,4	9,5	9,8	10,8	11,1	11,1	10,9	10,5
10	202,0	9,5	9,8	9,6	9,6	9,3	9,5	9,7	9,6	9,7	9,3

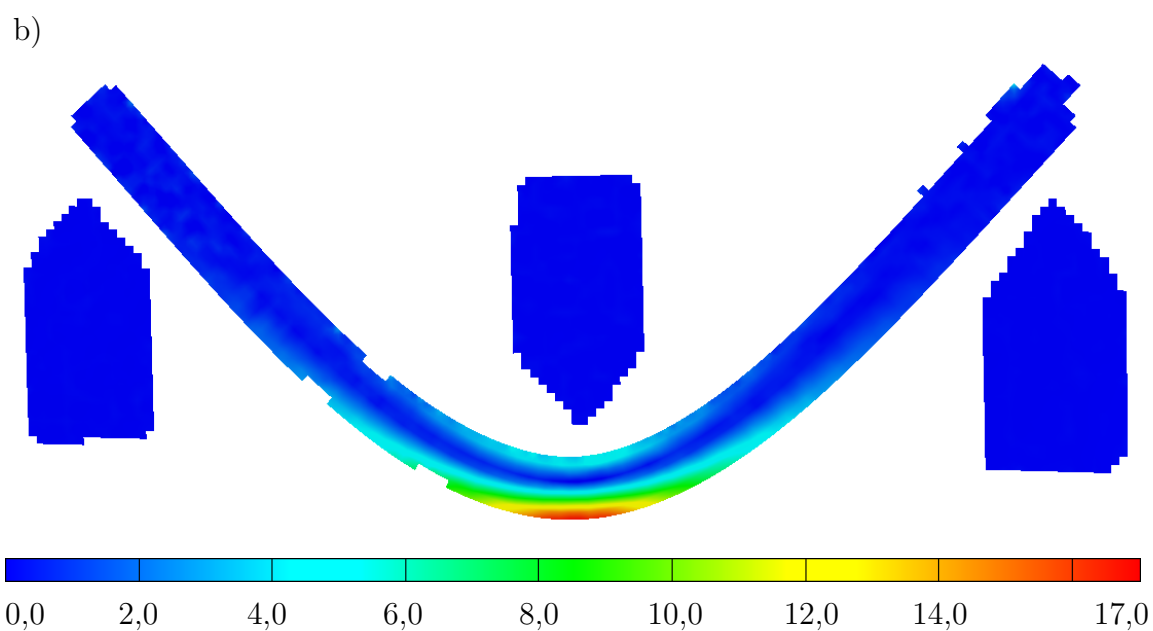
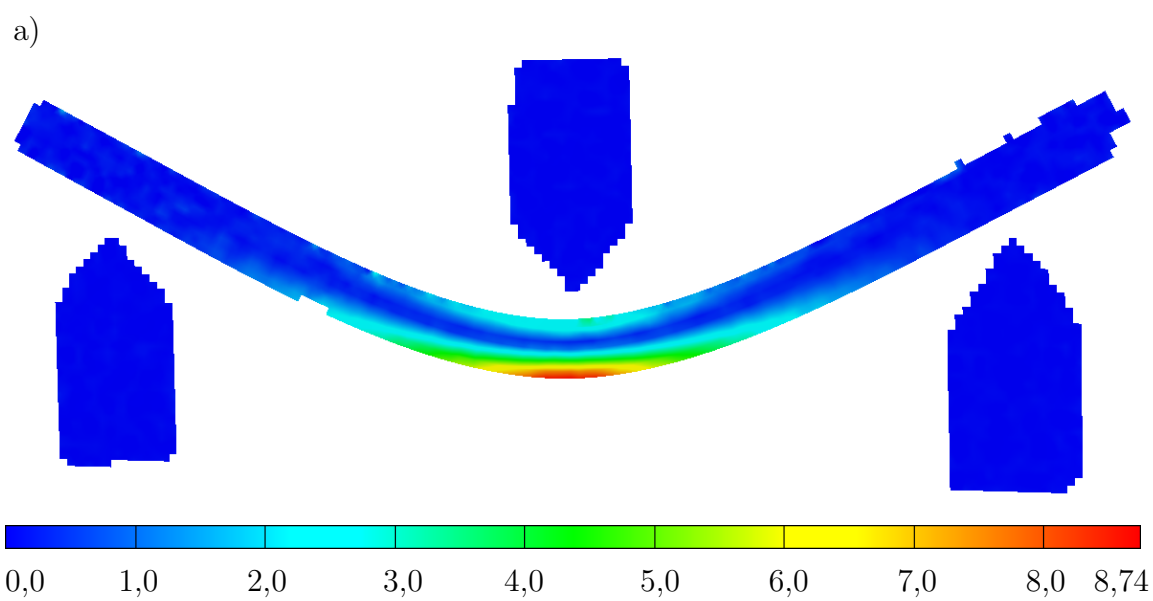
Vzorky byly zatěžovány posunutím o rychlostech:

- vzorek 6 - 1 mm/min,
- vzorek 7 - 2 mm/min,
- vzorek 8 - 4 mm/min,
- vzorek 9 - 8 mm/min,
- vzorek 10 - 16 mm/min.

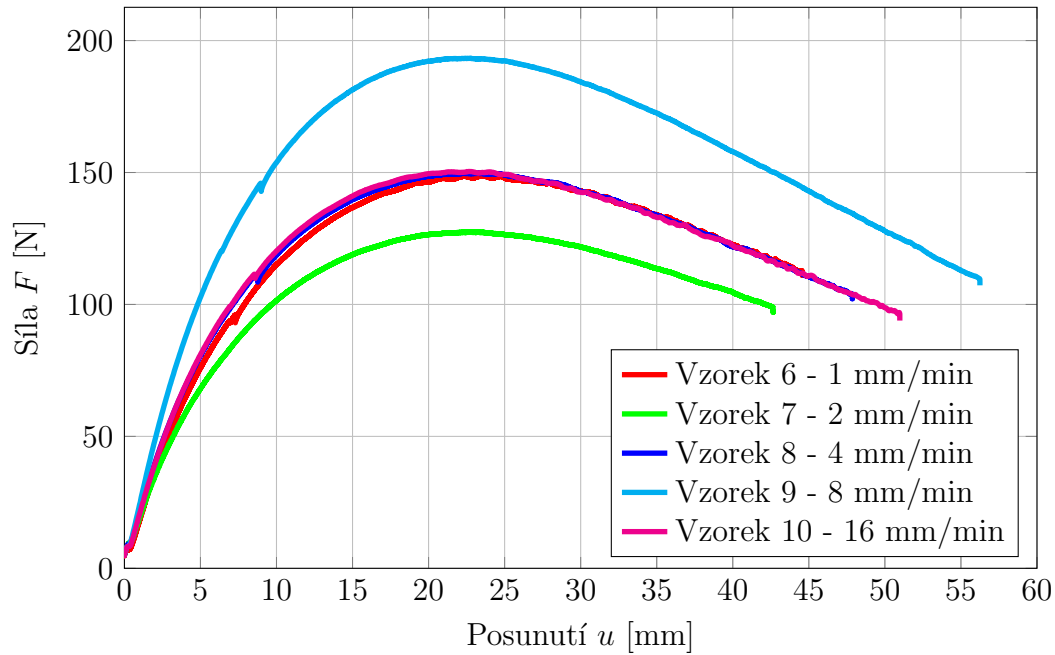
Při zkouškách byl zaznamenáván čas, posunutí a aplikovaná síla. Na obr. 8.9 je uvedena závislost síly na posunutí pro všechny rychlosti zatěžování. Také byl, stejně jako u tahové zkoušky, použit systém ARAMIS [1]. První hlavní deformace povrchu vzorku 6 určená při maximální síle (v čase $t = 1416$ s) je na obr. 8.8 a) a na konci experimentu (v čase $t = 2672$ s) na obr. 8.8 b). Pomocí systému ARAMIS [1] nebylo možné sledovat krajní oblast vzorků, proto první hlavní deformace na obr. 8.8 nemusí odpovídat maximálním hodnotám.



Obr. 8.7 Ohybová zkouška - vzorek 6: a) před deformací, b) po deformaci



Obr. 8.8 Ohybová zkouška - první hlavní deformace pro vzorek 6 v [%] v čase:
 a) $t = 1416$ s, b) $t = 2672$ s [1]

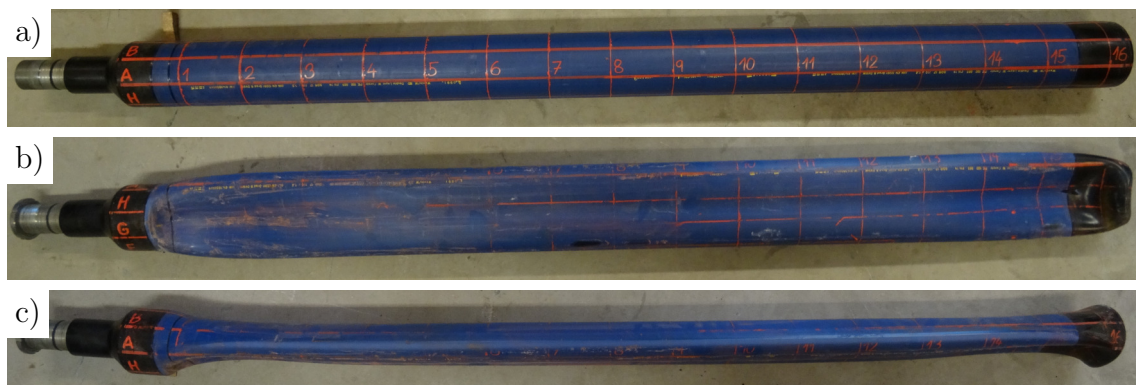


Obr. 8.9 Zkoušky ohybem

Při zkoušce ohybem dochází k obecnějšímu namáhání, při kterém se kombinuje tah, tlak a smyk. Mechanické vlastnosti určené ze zkoušky ohybem se proto mohou lišit od mechanických vlastností získaných ze zkoušky tahem. Navíc je v každém materiálovém bodě vzorku jiná rychlost deformace.

8.3 Trubky zatížené vnějším přetlakem

Cílem experimentů bylo určit, při jakém vnějším hydrostatickém tlaku dojde ke ztrátě stability polyethylenových potrubí, viz obr. 8.10. Experimenty probíhaly ve třech základních variantách. V jedné variantě byla trubka volná a mohla se volně deformovat. V další variantě byla trubka umístěna do ocelového potrubí a v poslední variantě byla obsypána pískem. Snahou všech těchto variant je porovnat odolnost termoplastového potrubí vůči ztrátě stability.



Obr. 8.10 Potrubí: a) před provedením experimentu, b), c) po provedení experimentu (vzorek B-D110-SDR17-BV-1)

Zkoušení trubek zatížených vnějším přetlakem bylo provedeno v rámci specifického výzkumu [FAST-J-13-2062].

V následující kapitole je popsáno zkušební zařízení pro zkoušení trubek zatížených vnějším přetlakem, které bylo nutné navrhnout. Dále je uveden popis experimentu i jeho variant.

8.3.1 Zkušební zařízení

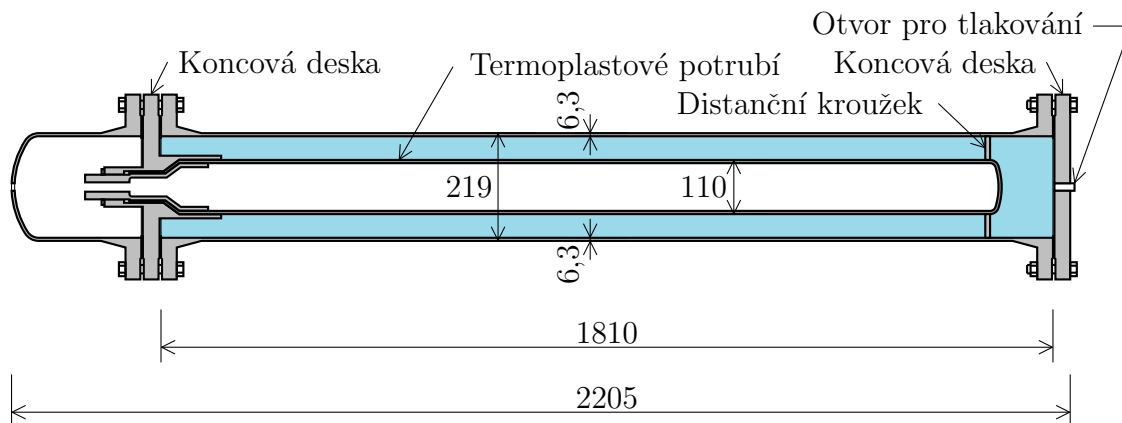
Pro realizaci experimentů bylo nutné navrhnout zkušební zařízení (obr. 8.11). Toto zařízení představuje tlakovou komoru, která je navržena na maximální tlak 4 MPa. Komora je podepřena ocelovým rámem, který umožňuje její otočení do svislé polohy a tím snadnější plnění.



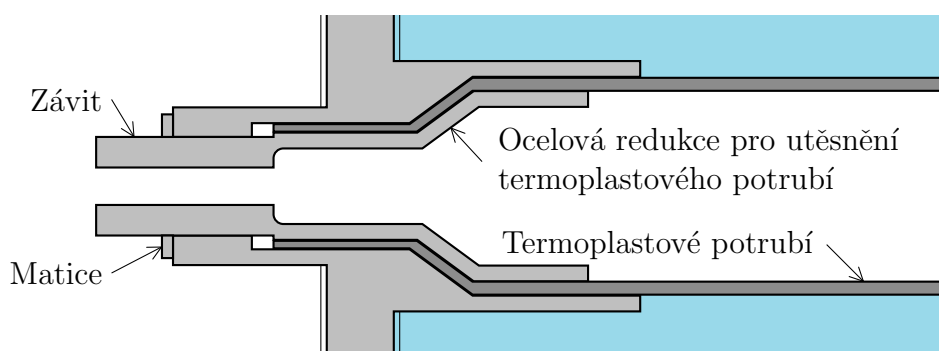
Obr. 8.11 Tlaková komora pro experiment

Tlaková komora je vyrobena z ocelové trubky o vnějším průměru cca 219 mm a tloušťce 6,3 mm, přičemž její celková délka je 2205 mm (obr. 8.12). V tlakové komoře se plánovaly zkoušet polyethylenové trubky (PE100) o vnějším průměru 110 mm a 160 mm rozměrových řad SDR 11 a SDR 17.

Požadavkem na funkci komory bylo, aby vzduch uvnitř zkoušeného potrubí mohl během zatěžování unikat ven a nebránil tak jeho deformaci. To bylo vyřešeno navařením redukce na plastové potrubí, která se osadila do speciálních čelistí tlakové komory (obr. 8.13). Tato redukce umožnila únik vzduchu ven z potrubí, přičemž sevřením redukce mezi ocelové čelisti byla zajištěna těsnost uvnitř zkušební komory.



Obr. 8.12 Schéma tlakové komory



Obr. 8.13 Schéma tlakové komory - detail

Tlakování tlakové komory bylo provedeno pomocí ruční pumpy, viz obr. 8.14. Během experimentu bylo možné zaznamenávat tlak uvnitř tlakové komory, teplotu vody a u některých případech i objem vytlačené vody z vnitřního prostoru zkoušeného potrubí.



Obr. 8.14 Ruční pumpa

Dále bylo vhodné měřit vývoj deformace potrubí během experimentu. Možnou variantou bylo použití tenzometrů. Což bylo vzhledem k omezeným finančním prostředkům projektu finančně náročné a je to reálné pouze pro vhodný materiál potrubí, na který lze tenzometry přilepit. Byla tedy navržena varianta sledování vývoje experimentu z vnitřní strany potrubí pomocí kamery. Varianta vizuálního

sledování potrubí z vnější strany nepřipadala v úvahu ve variantách B a C. Byla použita mini-kamera s LED osvětlením a připojením do USB, viz obr. 8.15. Průměr kamery je cca 7 mm. Tato kamera byla umístěna do ocelového profilu o rozměrech cca 15x15 mm o tloušťce stěny 1 mm, pomocí kterého bylo možné vložit kameru do potrubí. Jelikož intenzita osvětlení kamery byla nedostatečná, byly na povrch ocelového profilu přilepeny LED pásky. Výsledné zařízení je na obr. 8.16. Toto zařízení bylo vsunuto do zkoušeného potrubí otvorem pro únik vzduchu.



Obr. 8.15 Kamera



Obr. 8.16 Kamera v ocelovém profilu s LED pásky

8.3.2 Experimenty na polyethylenových trubkách

Experimenty na polyethylenových trubkách (PE100) zatížených vnějším přetlakem byly provedeny v těchto variantách:

- varianta A - trubka umístěna volně (3 vzorky potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17, 10 vzorků potrubí o vnějším průměru 160 mm SDR 11),
- varianta B - trubka umístěna v ocelovém potrubí (3 vzorky potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17),
- varianta C - trubka obsypaná pískem (2 vzorky potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17, 1 vzorek potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 11).

Každá z těchto variant byla prováděna buď:

- s vodou uvnitř potrubí - byl sledován objem vytlačené vody během zatěžování,
- bez vody uvnitř potrubí - do potrubí byla umístěna kamera pro sledování vývoje deformace.

Vzorky pro experiment byly označeny v následujícím formátu:

$$VAR - DXXX - SDRYY - VODA - Z,$$

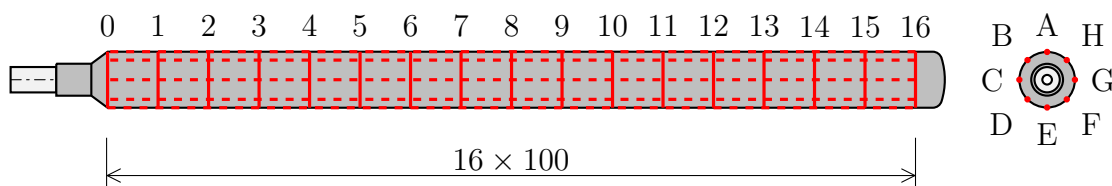
kde jednotlivé proměnné jsou vysvětleny v tab. 8.4.

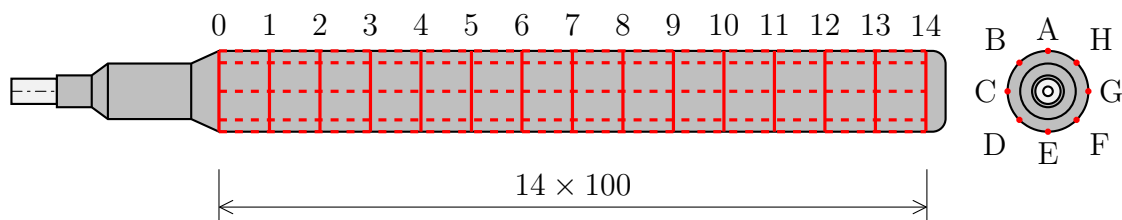
Tab. 8.4 Popis značení vzorků pro experimenty trubek zatížených vnějším přetlakem

Proměnná	Popis	Hodnoty
<i>VAR</i>	Označuje variantu experimentu.	A = trubka umístěna volně, B = trubka umístěna v ocelovém potrubí, C = trubka obsypaná pískem
<i>XXX</i>	Označuje vnější průměr potrubí.	{110, 160} [mm]
<i>YY</i>	Označuje hodnotu SDR (Standard dimension ratio) potrubí.	{11, 17} [-]
<i>VODA</i>	Určuje, je-li termoplastové potrubí při provádění experimentu naplněno vodou.	SV = potrubí je naplněno vodou, BV = potrubí je prázdné
<i>Z</i>	Je dodatečné číslo odlišující vzorky.	{1, 2, 3, ...}

Pro experimenty byly použity potrubí o vnějších průměrech 110 mm a 160 mm. Vzorky potrubí o vnějším průměru 110 mm byly svařeny z centrické redukce 110/63, trubky a záslepky. Vzorky potrubí o vnějším průměru 160 mm byly svařeny z centrických redukcí 160/110 a 110/63, trubky a záslepky. Do redukce 110/63 byl vložen ocelový přípravek pro utěsnění vzorku v tlakové komoře, viz obr. 8.13.

V první fázi experimentu byly změřeny skutečné rozměry potrubí ve vybraných místech. Na vnějším povrchu každého potrubí byla nakreslena síť určená k označení bodů pro měření, viz obr. 8.17, 8.18. Síť byla tvořena podélnými čarami označenými písmeny A až H a příčnými kružnicemi ve vzdálenostech po 100 mm označenými číselnou posloupností 0, 1, ..., 16. Měření vnějšího průměru potrubí se provádělo v místech křížení podélných čar a příčných kružnic. Naměřené hodnoty jsou pro každý vzorek potrubí uvedeny v příloze, viz 14.1. Tloušťka stěny byla změřena po provedení experimentů.

**Obr. 8.17** Síť pro měření rozměrů potrubí o průměru 110 mm



Obr. 8.18 Síť pro měření rozměrů potrubí o průměru 160 mm

Délka, vnější průměr, tloušťka a geometrická imperfekce jsou uvedeny v tab. 8.5 pro potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 a v tab. 8.6 pro potrubí o vnějším průměru 160 mm rozměrové řady SDR 11. Délka potrubí je v tabulkách uvažována bez počátečních redukci, ale koncová záslepka je v této délce zahrnuta. Vnější průměr a tloušťka jsou uvedeny jako průměrné hodnoty ze všech naměřených hodnot.

Velikost geometrické imperfekce byla určena následujícím způsobem. Je-li celkový počet příčných průřezů potrubí, u kterých byl změřen jejich vnější průměr, označen jako N a celkový počet měření pro daný průřez jako M , potom je průměrná hodnota vnějšího průměru pro určitý průřez potrubí definována jako

$$\bar{d}_n = \frac{\sum_{m=0}^{M-1} d_{n,m}}{M}, \quad (8.1)$$

kde $d_{n,m}$ je vnější průměr potrubí pro průřez $n \in \{0, 1, \dots, N-1\}$ a měření $m \in \{0, 1, \dots, M-1\}$. Průměrná hodnota vnějšího průměru pro celé potrubí je

$$\bar{d}_e = \frac{\sum_{n=0}^{N-1} \bar{d}_n}{N}. \quad (8.2)$$

Maximální a minimální geometrická imperfekce pro průřez n byla uvažována jako

$$\delta_{\max,n} = \frac{1}{2} \max(d_{n,m} - \bar{d}_n) \quad (8.3)$$

$$\delta_{\min,n} = \frac{1}{2} \min(d_{n,m} - \bar{d}_n). \quad (8.4)$$

Geometrická imperfekce určená pro průřez n byla uvažována jako

$$\delta_n = \frac{|\delta_{\max,n}| + |\delta_{\min,n}|}{2}. \quad (8.5)$$

Výsledná geometrická imperfekce byla uvažována jako

$$\delta = \frac{\sum_{n=n_b}^{N-1-n_b} \delta_n}{N - 2n_b}, \quad (8.6)$$

kde n_b je počet krajních průřezů z každé strany potrubí, které do výpočtu geometrické imperfekce nebyly zahrnuty. V tomto případě $n_b = 2$.

Tab. 8.5 Průměrné hodnoty rozměrů pro potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17

Vzorek	Délka (bez redukce) l [mm]	Vnější průměr \bar{d}_e [mm]	Tloušťka stěny s [mm]	Geometrická imperfekce δ [mm]
A-D110-SDR17-SV-1	1640	110,0	7,1	0,4
A-D110-SDR17-BV-1	1643	110,4	6,8	0,3
A-D110-SDR17-BV-2	1661	110,3	6,7	0,3
B-D110-SDR17-SV-1	-	110,6	7,0	0,3
B-D110-SDR17-BV-1	1641	110,3	6,8	0,3
B-D110-SDR17-BV-2	-	110,5	6,7	0,3
C-D110-SDR17-BV-1	-	110,4	6,7	0,3
C-D110-SDR17-BV-2	1664	110,4	6,6	0,3
Průměr	1650	110,4	6,8	0,3

Tab. 8.6 Průměrné hodnoty rozměrů pro potrubí o vnějším průměru 160 mm rozměrové řady SDR 11

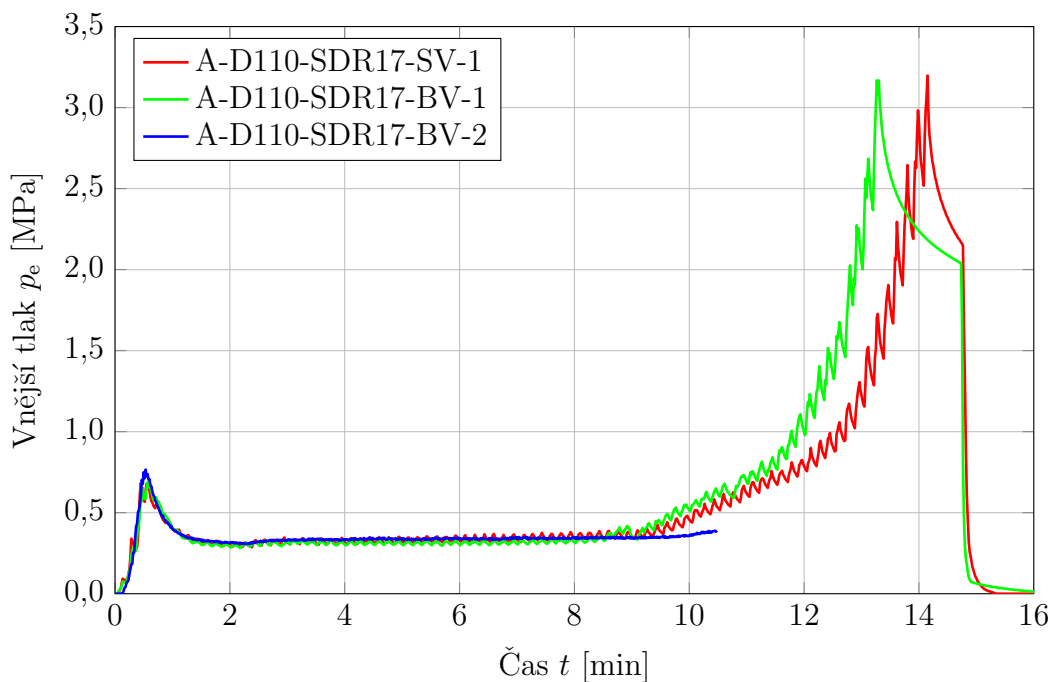
Vzorek	Délka (bez redukce) l [mm]	Vnější průměr \bar{d}_e [mm]	Tloušťka stěny s [mm]	Geometrická imperfekce δ [mm]
A-D160-SDR11-SV-1	-	160,6	15,2	0,7
A-D160-SDR11-SV-2	-	160,1	15,5	0,5
A-D160-SDR11-SV-3	1425	160,0	15,1	0,3
A-D160-SDR11-SV-4	1445	160,8	15,1	0,7
A-D160-SDR11-SV-5	1452	160,5	15,1	0,3
A-D160-SDR11-BV-1	1430	160,1	15,0	0,4
A-D160-SDR11-BV-2	1430	160,4	15,3	0,1
A-D160-SDR11-BV-3	1425	160,0	15,2	0,2
A-D160-SDR11-BV-4	1445	160,7	15,1	0,7
A-D160-SDR11-BV-5	-	160,5	15,1	0,3
Průměr	1436	160,4	15,2	0,4

8.3.2.1 Varianta A - trubka umístěna volně

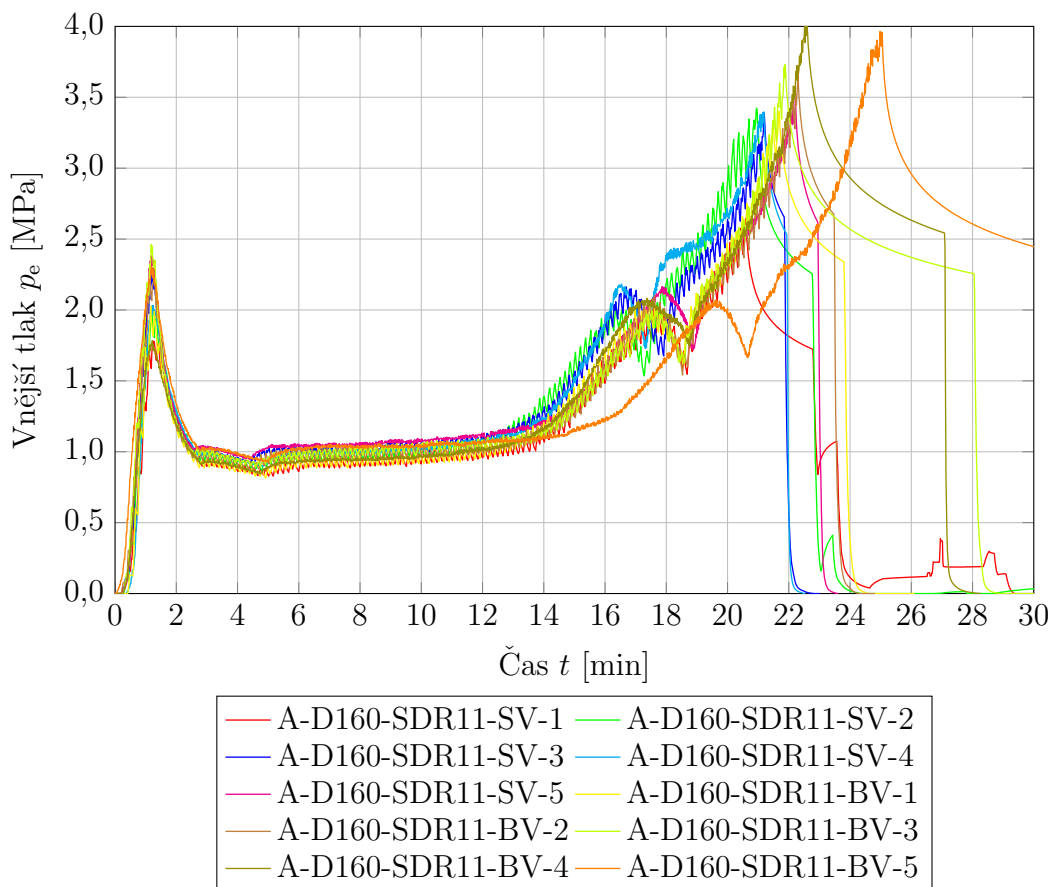
U varianty A byla zkoušena potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 a potrubí o vnějším průměru 160 mm rozměrové řady SDR 11. Potrubí byla umístěna volně dle obr. 8.12 a mohla se volně deformovat v příčném směru.

Experimenty jsou detailně zdokumentovány v příloze 14.1. Závislost vnějšího tlaku na čase je pro všechny vzorky potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17 uvedena na obr. 8.19 a pro všechny vzorky potrubí o vnějším průměru 160 mm SDR 11 na obr. 8.20. Průměrná teplota, kritický vnější tlak, čas při dosažení kritického vnějšího tlaku a rychlost zatěžování je uvedena pro každý vzorek o vnějším průměru 110 mm SDR 17 v tab. 8.7 a pro každý vzorek o vnějším průměru 160 mm SDR 11 v tab. 8.8. Rychlost zatěžování byla aproximována konstantní hodnotou od počátku zatěžování do dosažení ztráty stability potrubí.

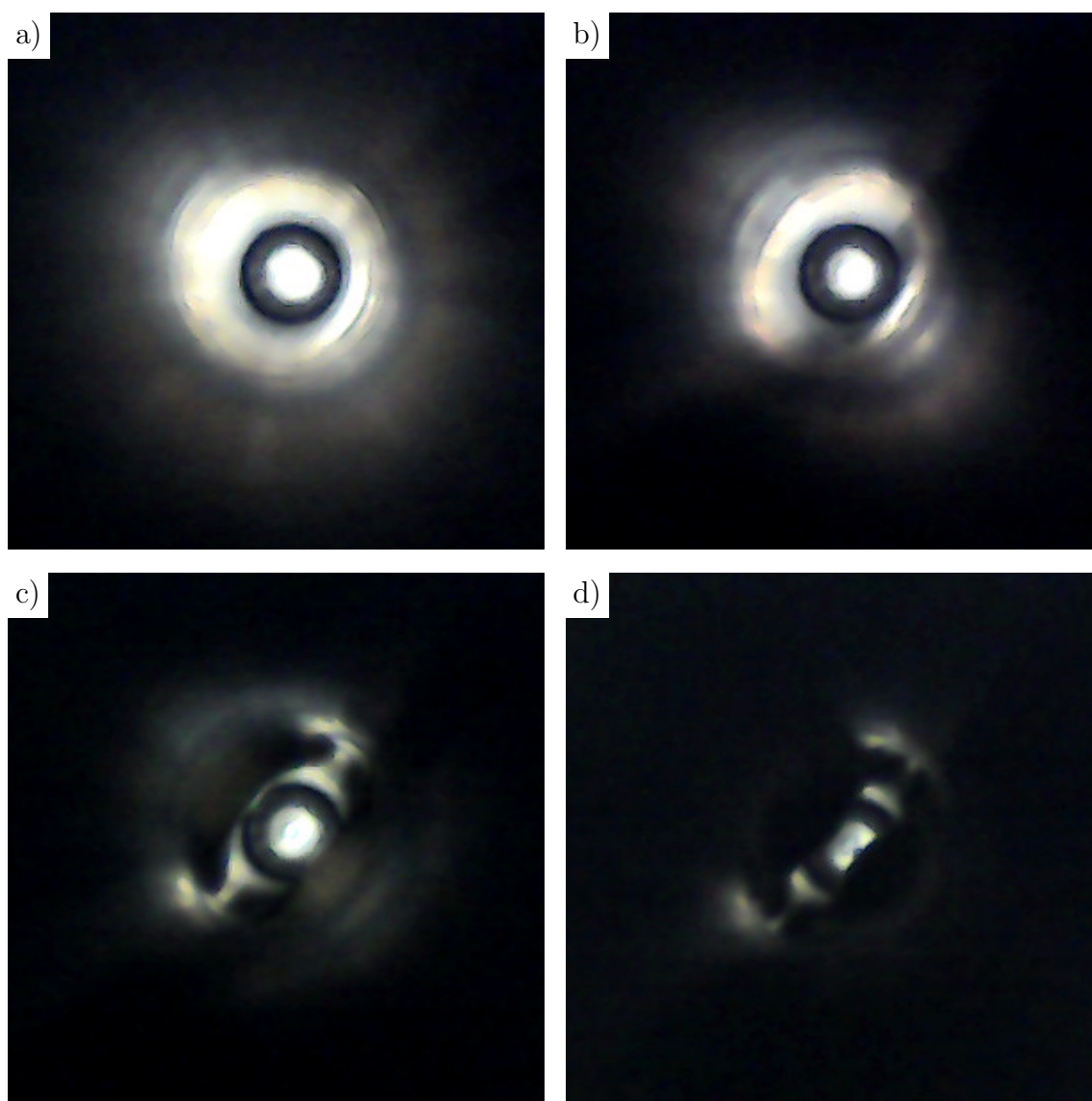
Chování potrubí během zatěžování pro variantu A bylo následující. Po zahájení pumpování, tlak uvnitř tlakové komory strmě rostl až do hodnoty kritického vnějšího tlaku $p_{e,crit}$, při které došlo ke ztrátě stability potrubí. Pro potrubí o vnějším průměru 110 mm (SDR 17) byla hodnota kritického vnějšího tlaku cca 0,7 MPa a pro potrubí o vnějším průměru 160 mm byla tato hodnota cca 2 MPa. Hodnoty tlaku jsou uvedeny v tab. 8.7, 8.8 nebo v příloze 14.1. Čas od začátku pumpování do ztráty stability potrubí byl u potrubí o vnějším průměru 110 mm (SDR 17) necelých 30 s a u potrubí o vnějším průměru 160 mm (SDR 11) přibližně 60 s. Z kamery umístěné uvnitř potrubí bylo zjištěno, že deformace byla v této fázi minimální, viz obr. 8.21 a). Po dosažení hodnoty $p_{e,crit}$ došlo k náhlé ovalizaci potrubí, viz obr. 8.21 b) a k poklesu tlaku zhruba na polovinu hodnoty $p_{e,crit}$. Poté se tlak za stálého pumpování zvyšoval jen minimálně, a to po dobu cca 8 min pro potrubí o vnějším průměru 110 mm (SDR 17) a po dobu 10 min pro potrubí o vnějším průměru 160 mm. Během tohoto intervalu došlo k rozvoji deformace potrubí. Ovalizace potrubí se zvětšovala, ale nejprve pouze lokálně na omezené oblasti přibližně uprostřed potrubí, viz obr. 8.21 c), až došlo k dotyku jeho vnitřního povrchu (deformace těsně před dotykem je na obr. 8.21 d)). Od tohoto místa se následně deformace šířila po celé délce potrubí. V poslední fázi došlo k exponenciálnímu zvyšování tlaku až na hodnotu 3 až 4 MPa. V této fázi se potrubí o vnějším průměru 160 mm (SDR 11) opřelo o vnitřní povrch tlakové komory a následně došlo k jeho prolomení. Na vývoji tlaku se to projevilo jeho mírným poklesem. Důkazem je i výsledná deformace těchto potrubí, viz příloha 14.1.



Obr. 8.19 Porovnání závislosti vnějšího tlaku na čase pro vzorky o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 (varianta A)



Obr. 8.20 Porovnání závislosti vnějšího tlaku na čase pro vzorky o vnějším průměru 160 mm rozměrové řady SDR 11 (varianta A)



Obr. 8.21 Snímky z kamery umístěné uvnitř termoplastového potrubí:
a) nedeformované termoplastové potrubí, b) potrubí po ztrátě stability,
c) lokalizace deformace, d) před dotykem vnitřního povrchu potrubí
(vzorek A-D110-SDR17-BV-1)

Po provedení experimentu byl vzorek vyndán z tlakové komory a byl přibližně určen jeho tvar. Schématická deformace potrubí je uvedena pro každý vzorek v příloze 14.1.

V případě varianty A měla trubka, ihned po vytažení z tlakové komory, v příčném řezu tvar „elipsy“. Pro každý vzorek byl změřen nejdelší a nejkratší rozměr této „elipsy“, a to po celé délce potrubí ve vyznačených měřících bodech. Bylo zjištěno, že poloha této „elipsy“ odpovídá naměřené geometrii potrubí před deformací. To znamená, že tam, kde byly v průměru změřeny největší rozměry potrubí před deformací, jsou největší příčné rozměry po deformaci a naopak. Z naměřené geometrie potrubí před deformací lze tedy v případě varianty A s velkou pravděpodobností předpovídat tvar potrubí po deformaci. Vzorky o vnějším

průměru 160 mm mají výslednou deformaci v příčném řezu ve tvaru „elipsy“, jejíž jedna strana je v místě vedlejší poloosy prolomená dovnitř. Je to z důvodu, že toto potrubí se opřelo o vnitřní povrch tlakové komory a při dalším zvyšování tlaku, došlo k prolomení jedné strany potrubí dovnitř.

Tab. 8.7 Výsledky provedených experimentů (varianta A, průměr potrubí 110 mm, SDR 17)

Vzorek	Průměrná teplota \bar{T} [°C]	Kritický vnější tlak $p_{e,crit}$ [MPa]	Čas při dosažení kritického vnějšího tlaku t_{crit} [s]	Rychlost zatěžování v_p [Pa/s]
A-D110-SDR17-SV-1	21,6	0,683	24	40176
A-D110-SDR17-BV-1	19,4	0,689	32	28708
A-D110-SDR17-BV-2	18,0	0,766	24	38300
Průměr	19,7	0,713	27	35728

Tab. 8.8 Výsledky provedených experimentů (varianta A, průměr potrubí 160 mm, SDR 11)

Vzorek	Průměrná teplota \bar{T} [°C]	Kritický vnější tlak $p_{e,crit}$ [MPa]	Čas při dosažení kritického vnějšího tlaku t_{crit} [s]	Rychlost zatěžování v_p [Pa/s]
A-D160-SDR11-SV-1	21,3	1,783	63	37936
A-D160-SDR11-SV-2	21,6	2,025	55	45098
A-D160-SDR11-SV-3	18,9	2,264	58	45098
A-D160-SDR11-SV-4	20,2	2,032	53	58824
A-D160-SDR11-SV-5	19,5	2,378	59	58537
A-D160-SDR11-BV-1	20,3	2,025	46	50625
A-D160-SDR11-BV-2	20,6	2,222	62	48304
A-D160-SDR11-BV-3	19,5	2,461	56	49220
A-D160-SDR11-BV-4	19,9	1,784	57	45000
A-D160-SDR11-BV-5	18,3	2,304	69	45098
Průměr	20,0	2,128	58	48374

U vzorku A-D110-SDR17-SV-1 byl proveden následující pokus. Po dosažení maximálního tlaku (3,2 MPa) v tlakové komoře byl uzavřen kulový kohout připojený k ocelové redukci pro utěsnění termoplastového potrubí, viz obr. 8.13. Po snížení tlaku v tlakové komoře vznikl v termoplastovém potrubí podtlak. Tím byla přibližně zachována deformace potrubí při maximálním tlaku v tlakové komoře. Po vytažení

vzorku z tlakové komory bylo zjištěno, že deformace potrubí je ve tvaru „placaté ležaté osmičky“. Po otevření kulového kohoutu došlo k náhlé změně deformace, která se v průběhu času dále měnila do tvaru elipsy. Tento jev je zdokumentován v příloze 14.1 pro vzorek A-D110-SDR17-SV-1, u kterého jsou změřeny rozměry ihned po vytažení z tlakové komory (při uzavřeném kulovém kohoutu) a po pěti minutách po otevření kulového kohoutu.

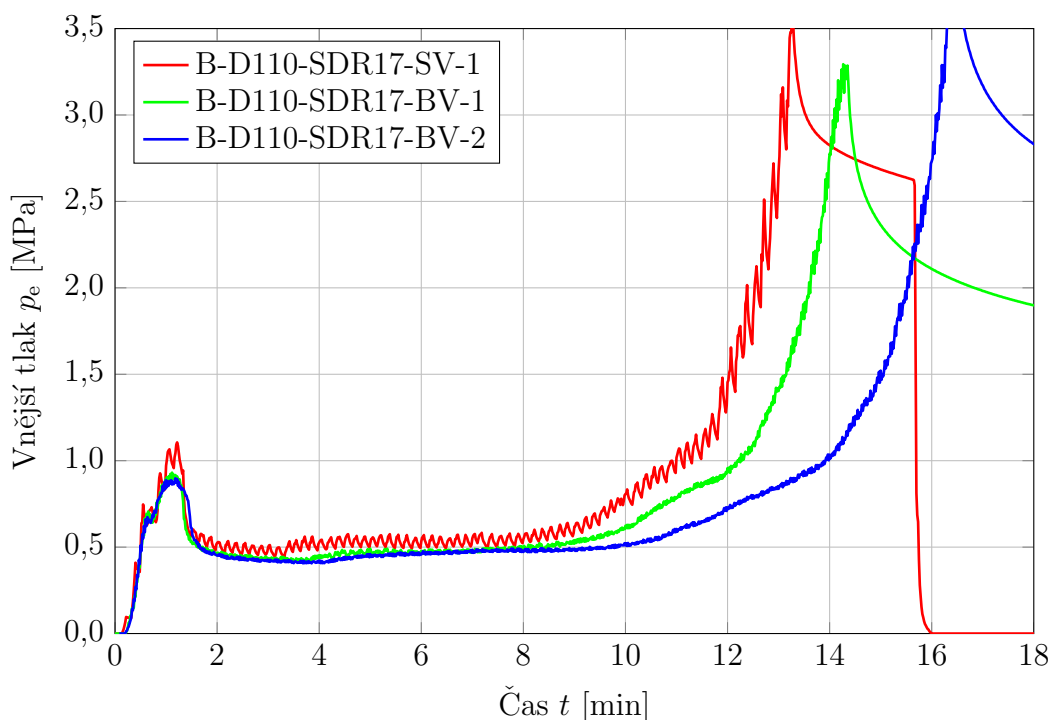
Výsledky uvedené na obr. 8.19 a 8.20 a v tab. 8.7 a 8.8 jsou závislé na rychlosti a plynulosti pumpování ruční pumpou. Vhodnější by proto bylo použití zařízení, které by plynule a konstantní rychlostí dodávalo objem vody do tlakové komory.

8.3.2.2 Varianta B - trubka umístěna v ocelovém potrubí

U varianty B byla zkoušena pouze potrubí o vnějším průměru 110 mm (SDR 17), která byla oproti variantě A navíc vložena do ocelového potrubí o vnějším průměru 127 mm a tloušťce stěny 3,8 mm.

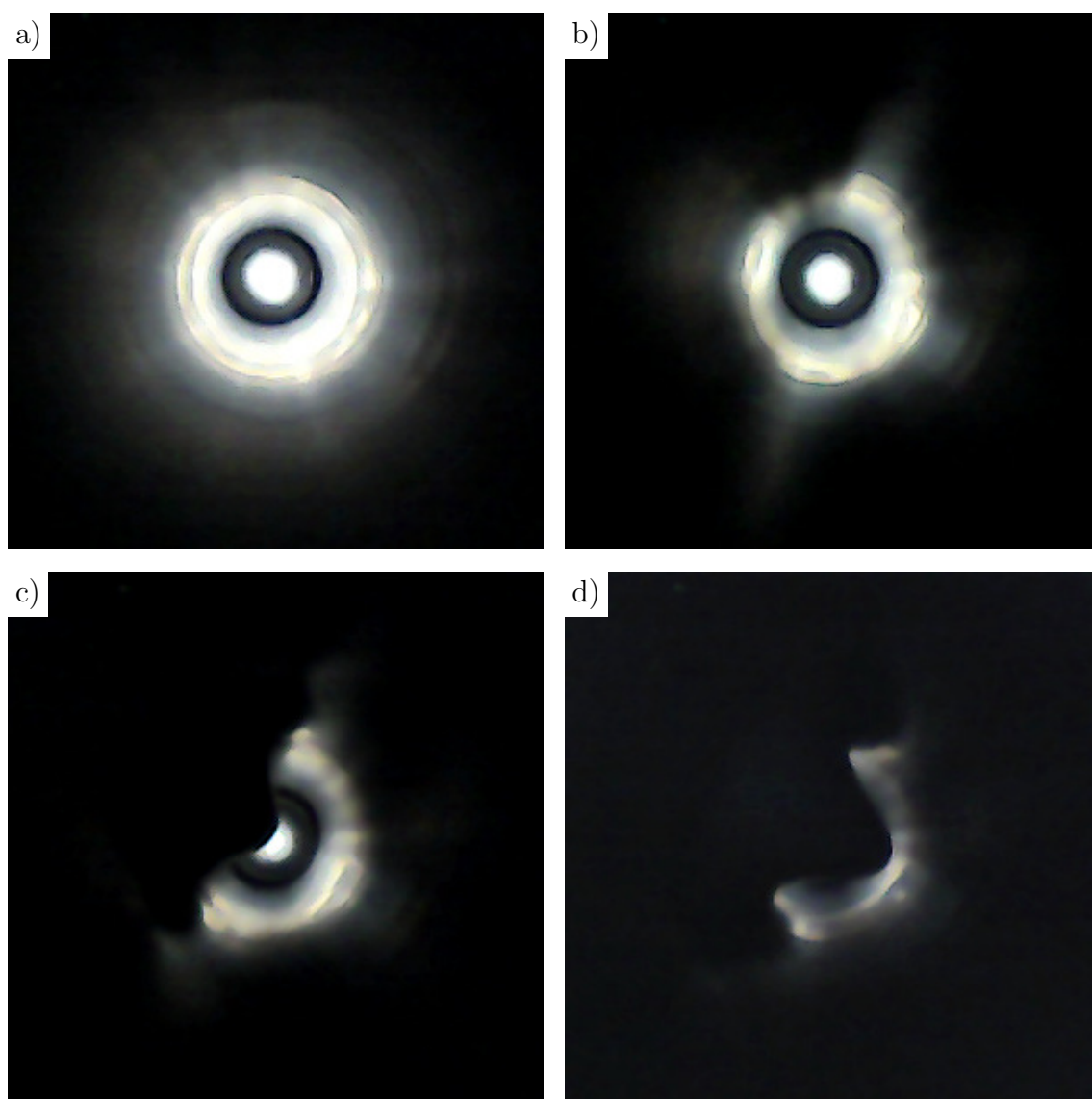
Experimenty jsou detailně zdokumentovány v příloze 14.1. Závislost vnějšího tlaku na čase je uvedena pro všechny vzorky na obr. 8.22. Průměrná teplota, kritický vnější tlak při první a druhé ztrátě stability, čas při dosažení prvního a druhého kritického vnějšího tlaku a rychlost zatěžování jsou uvedeny pro každý vzorek v tab. 8.9. Rychlost zatěžování byla aproximována konstantní hodnotou od počátku zatěžování do dosažení první ztráty stability potrubí.

Vývoj experimentu do ztráty stability potrubí byl obdobný jako u varianty A. Nicméně, na rozdíl od varianty A, došlo poté jen k minimálnímu poklesu tlaku v tlakové komoře. Důvodem bylo, že termoplastové potrubí se po ztrátě stability opřelo o ocelové potrubí. Omezil se tím nárůst deformace a došlo k dalšímu zvyšování tlaku až do další ztráty stability potrubí. Hodnota kritického vnějšího tlaku při první ztrátě stability $p_{e,crit,1}$ byla cca 0,7 MPa, což odpovídá hodnotě, která byla získána u varianty A. Hodnota kritického vnějšího tlaku při druhé ztrátě stability $p_{e,crit,2}$ byla cca 1,0 MPa. Hodnoty tlaku jsou uvedeny v tab. 8.9. Čas od začátku pumpování do první ztráty stability potrubí byl necelých 30 s, tedy přibližně stejně jako u varianty A. Druhá ztráta stability nastala přibližně za dalších 30 s. Po druhé ztrátě stability potrubí došlo k náhlému a výraznému poklesu tlaku v tlakové komoře přibližně na polovinu hodnoty $p_{e,crit,2}$. Tato hodnota se po dobu cca 8 min zvyšovala pouze minimálně. Po první ztrátě stability došlo stejně jako u varianty A k ovalizaci potrubí, viz obr. 8.23 a), b). Další vývoj deformace je však odlišný. Termoplastové potrubí se následně opřelo o potrubí ocelové a zvětšování ovalizace potrubí se tím zastavilo. Po druhé ztrátě stability potrubí došlo k náhlému prolomení stěny na jedné straně potrubí, viz obr. 8.23 c). Takto vzniklá deformace ve tvaru dvojitého „U“ byla lokalizována do omezené oblasti přibližně uprostřed potrubí. Po dotyku vnitřního povrchu potrubí v této oblasti se deformace šířila po celé délce potrubí (deformace těsně před dotykem je na obr. 8.23 d)). V poslední fázi došlo k exponenciálnímu zvyšování tlaku až na hodnotu 3 až 4 MPa.



Obr. 8.22 Porovnání závislosti vnějšího tlaku na čase pro vzorky o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 (varianta B)

V případě varianty B bylo termoplastové potrubí zdeformováno do tvaru „U“ uvnitř ocelového potrubí. Mezi oběma potrubími působily značné třecí síly a bylo problematické termoplastové potrubí z toho ocelového vytáhnout. Nakonec se to podařilo až pomocí mechanického heveru. Poté již nemělo smysl měřit rozměry termoplastového potrubí, proto je v příloze 14.1 uvedena pouze schématická deformace termoplastového potrubí uvnitř potrubí ocelového. V případě varianty B již nelze jednoznačně předpovídat výsledný tvar potrubí po deformaci na základě změřené geometrie před experimentem. Po první ztrátě stability lze geometrii predikovat stejně jako u varianty A. To znamená, že tam, kde byly v průměru změřeny největší rozměry potrubí před deformací, budou největší příčné rozměry potrubí po deformaci. V místech těchto největších rozměrů dojde následně k dotyku s ocelovým potrubím. V tomto stavu má termoplastové potrubí v příčném řezu tvar „elipsy“, která je v místech hlavních poloos opřena o ocelové potrubí. Se zvyšováním tlaku postupně dochází ke zmenšování vedlejších poloos „elipsy“, až dojde ke ztrátě stability potrubí a změně deformace do tvaru „U“. Z naměřených hodnot již nelze predikovat na jakou stranu dojde k vychýlení do toho tvaru.



Obr. 8.23 Snímky z kamery umístěné uvnitř termoplastového potrubí: a) nedeformované termoplastové potrubí, b) potrubí po první ztrátě stability, c) potrubí po druhé ztrátě stability, d) před dotykem vnitřního povrchu potrubí (vzorek B-D110-SDR17-BV-1)

Tab. 8.9 Výsledky provedených experimentů (varianta B, průměr potrubí 110 mm, SDR 17)

Vzorek	Průměrná teplota \bar{T} [°C]	Kritický vnější tlak		Čas při dosažení kritického vnějšího tlaku		Rychlost zatěžování v_p [Pa/s]
		$p_{e,crit,1}$ [MPa]	$p_{e,crit,2}$ [MPa]	$t_{crit,1}$ [s]	$t_{crit,2}$ [s]	
B-D110-SDR17-SV-1	20,6	0,747	1,106	25	65	41500
B-D110-SDR17-BV-1	19,6	0,706	0,931	27	55	30696
B-D110-SDR17-BV-2	20,1	0,674	0,898	26	59	33700
Průměr	20,1	0,709	0,978	26	60	35299

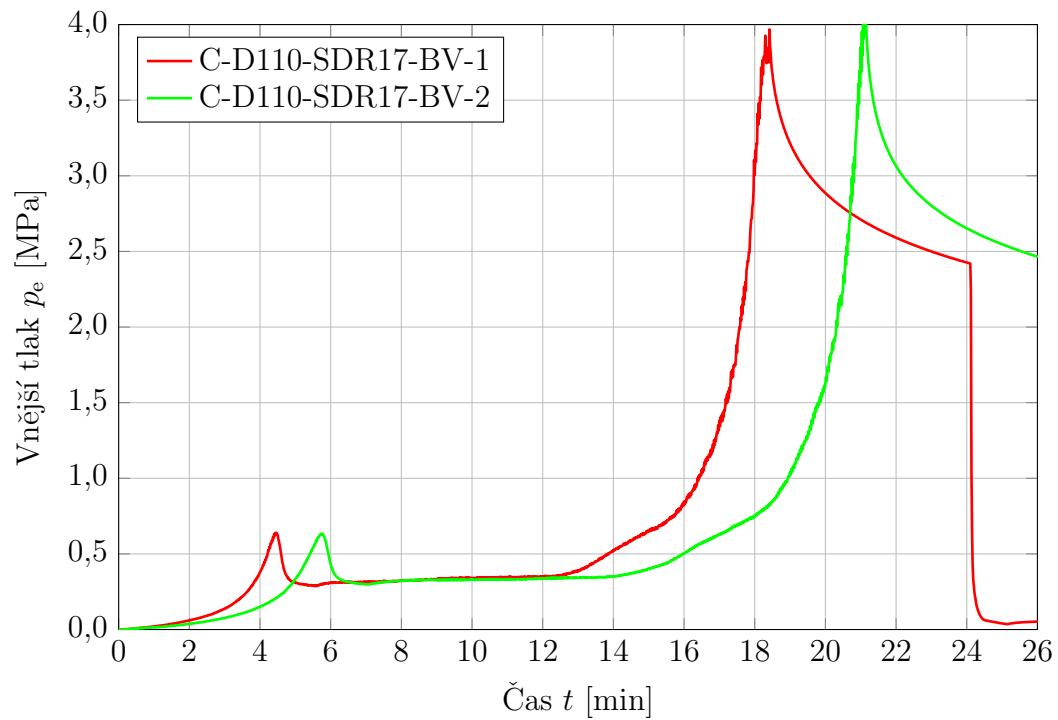
Stejně jako u varianty A jsou výsledky uvedené na obr. 8.22 a v tab. 8.9 závislé na rychlosti a plynulosti pumpování ruční pumpou. Vhodnější by proto bylo použití zařízení, které by plynule a konstantní rychlostí dodávalo objem vody do tlakové komory.

8.3.2.3 Varianta C - trubka umístěna v zemině

U varianty C byla zkoušena potrubí o vnějším průměru 110 mm. Dvě potrubí byla rozměrové řady SDR 17 a jedno potrubí SDR 11. V této variantě experimentu byla oproti variantě A navíc potrubí obsypána pískem.

Experimenty jsou detailně zdokumentovány v příloze 14.1. Závislost vnějšího tlaku na čase je uvedena pro vzorky rozměrové řady SDR 17 na obr. 8.24. Průměrná teplota, kritický vnější tlak při ztrátě stability a čas při dosažení kritického vnějšího tlaku jsou uvedeny pro každý vzorek v tab. 8.10. V této variantě nebyla určena aproximovaná rychlost zatěžování.

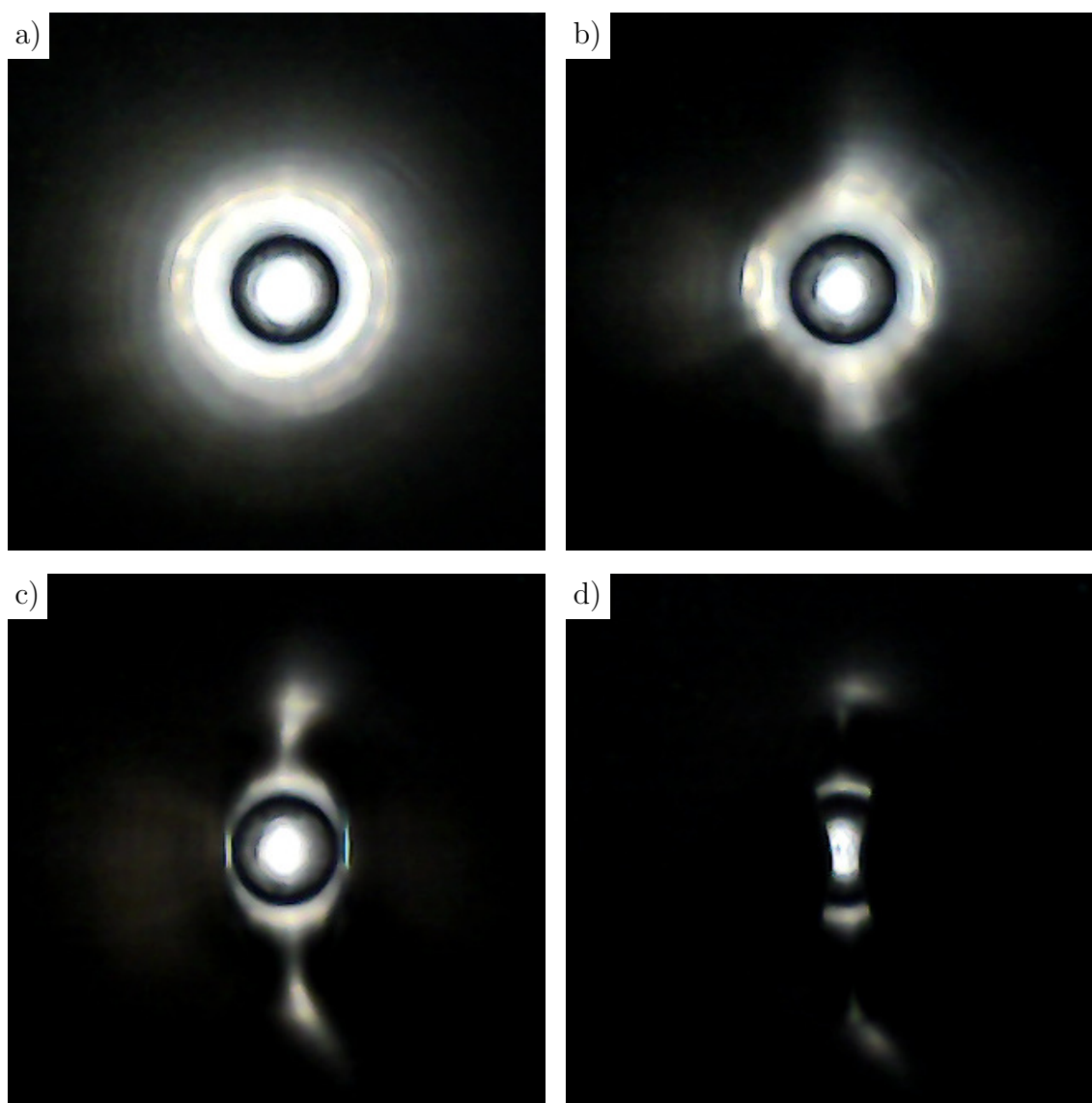
Začátek experimentu se lišil od ostatních variant pozvolnějším nárůstem tlaku. Hodnota kritického vnější tlaku $p_{e,crit}$ pro potrubí rozměrové řady SDR 11 byla 2,223 MPa a pro potrubí rozměrové řady SDR 17 cca 0,63 MPa. Hodnoty tlaku jsou uvedeny v tab. 8.10. Srovnáním varianty C s variantou A lze konstatovat, že obsyp zeminou nezvýšil únosnost potrubí rozměrové řady SDR 17. Ztráta stability potrubí rozměrové řady SDR 11 byla velmi dynamická, byla doprovázena strmým zvýšením a poklesem tlaku v odměrném válci, což u jiného experimentu nebylo zaznamenáno, a navíc byla doprovázena zvukovým efektem, kdy bylo slyšet přemístění zeminy v tlakové komoře. Čas od začátku pumpování do ztráty stability potrubí se pohyboval od 3 do 6 min. Po ztrátě stability potrubí došlo u všech vzorků k náhlému poklesu tlaku zhruba na polovinu hodnoty $p_{e,crit}$. Další vývoj tlaku odpovídá variantě A. Vývoj deformace je také podobný variantě A. Před ztrátou stability je deformace potrubí minimální, viz obr. 8.25 a). Po ztrátě stability dojde k ovalizaci potrubí, viz obr. 8.25 b). Stejně jako u varianty A se deformace lokalizuje do omezené oblasti přibližně uprostřed potrubí, viz obr. 8.25 c), a poté dojde k dotyku vnitřního povrchu potrubí. Stav těsně před dotykem je na obr. 8.25 d).



Obr. 8.24 Porovnání závislosti vnějšího tlaku na čase pro vzorky o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 (varianta C)

V případě varianty C odpovídala deformace vzorků deformacím ve variantě A.

Nerovnoměrnost vnášení vnějšího tlaku ručním pumpováním neměla takový vliv jako v případě varianty A a B. Vliv na výsledky však mohlo mít hutnění okolního obsypu.



Obr. 8.25 Snímky z kamery umístěné uvnitř termoplastového potrubí: a) nedeformované termoplastové potrubí, b) potrubí po ztrátě stability, c) lokalizace deformace, d) před dotykem vnitřního povrchu potrubí (vzorek C-D110-SDR17-BV-2)

Tab. 8.10 Výsledky provedených experimentů (varianta C, průměr potrubí 110 mm, SDR 11 a SDR 17)

Vzorek	Průměrná teplota \bar{T} [°C]	Kritický vnější tlak $p_{e,crit}$ [MPa]	Čas při dosažení kritického vnějšího tlaku t_{crit} [s]	Rychlost zatěžování v_p [Pa/s]
C-D110-SDR11-SV-1	19,2	2,223	216	-
C-D110-SDR17-BV-1	19,1	0,639	258	-
C-D110-SDR17-BV-2	18,3	0,634	334	-

9 Numerické analýzy experimentů

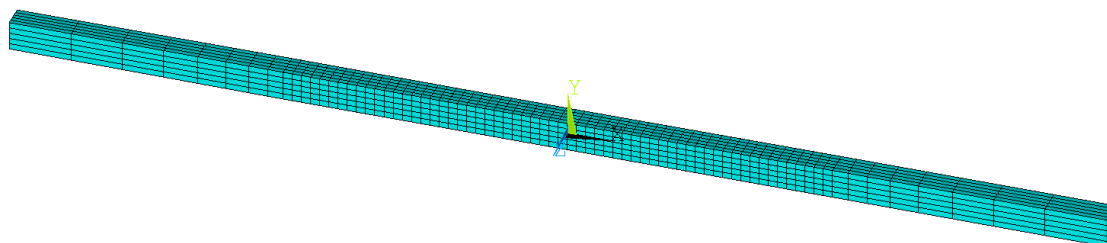
Experimentální zkoušky, které byly uvedeny v kap. 8, byly numericky simulovány pomocí metody konečných prvků v programu ANSYS [42]. Jedná se o zkoušky tahem, ohybem a zkoušky trubek zatížených vnějším přetlakem.

Na základě tahových zkoušek byly určeny parametry některých materiálových modelů, které byly ověřeny na zkouškách ohybem. Kalibrované a validované materiálové modely byly dále použity při numerické simulaci experimentálních zkoušek trubek zatížených vnějším přetlakem.

Dále je zde uvedena kapitola, která popisuje návrh tlakové komory, ve které byly zkoušeny trubky zatížené vnějším přetlakem

9.1 Zkouška tahem

Pro numerickou analýzu zkoušky tahem byly v programu ANSYS [42] vytvořeny numerické modely všech vzorků, viz obr. 9.1. Rozměry vzorků byly zadány dle naměřených hodnot, viz tab. 8.1. Použity byly lineární objemové prvky SOLID185 [42].



Obr. 9.1 Numerický model pro tahovou zkoušku - vzorek 1

Byly vytvořeny pouze čtvrtinové modely vzorků za účelem snížení výpočtových časů. V rovinách xy a xz byly zadány symetrické okrajové podmínky. Jednomu konci vzorku v místech uchycení do čelisti lisu bylo zabráněno posunutí ve všech směrech. Druhému konci vzorku bylo zabráněno posunutí ve směrech y a z , ve směru x bylo předepsáno posunutí o dané rychlosti zatěžování.

Pro simulaci tahových zkoušek byly uvažovány různé materiálové modely, a to numerické modely s pružnoplastickým a viskoplastickým chováním. Parametry materiálových modelů byly určeny na základě tahových zkoušek.

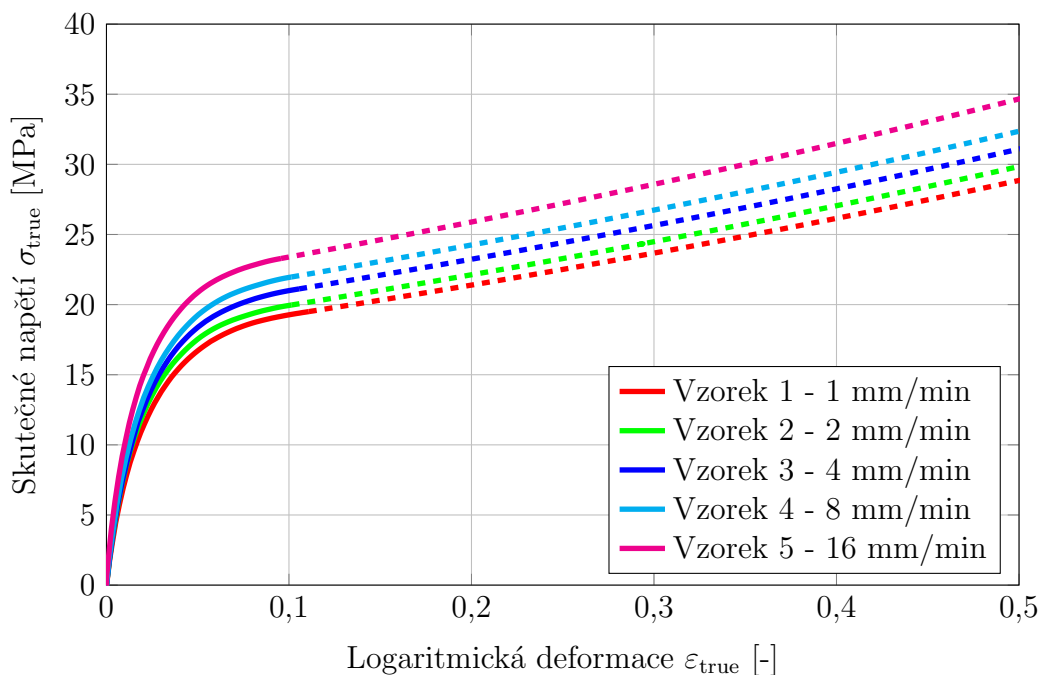
9.1.1 Numerické modely s pružnoplastickým chováním

Byly vytvořeny dva pružnoplastické materiálové modely, jeden s multilineárním izotropním zpevněním a druhý s multilineárním kinematickým zpevněním, pro každou rychlost zatěžování. Celkem bylo vytvořeno deset materiálových modelů s pružnoplastickým chováním.

Při jejich definování bylo nutné zadat materiálové parametry pro:

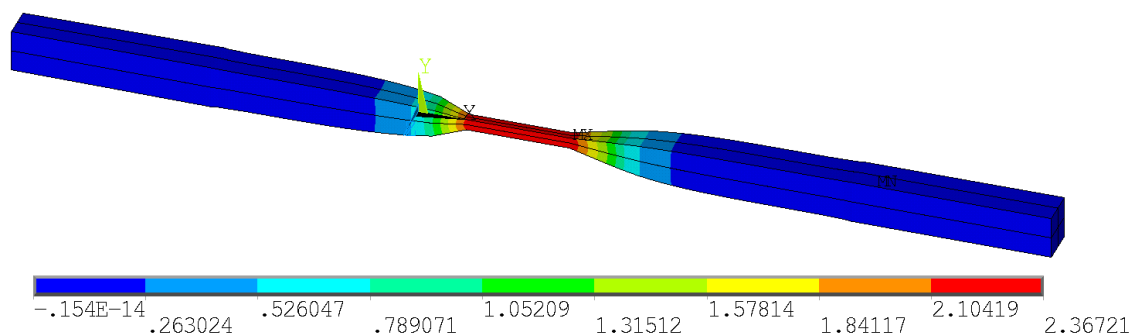
- pružné chování - Modul pružnosti byl zadán pro každou rychlost zatěžování jako sečný modul procházející křivkou závislosti skutečného napětí na logaritmické deformaci v úrovni napětí 6 MPa. Poissonův součinitel byl zadán hodnotou 0,38.
- plastické chování - Multilineární zpevnění bylo definováno diskretními body, které určují velikost napětí při určité plastické deformaci [42]. Tato závislost byla přepočítána ze závislosti skutečného napětí na logaritmické deformaci. První část, viz obr. 4.2 a), která byla určena na základě experimentů, byla definována od napětí $\sigma_{\text{true}} = 6,0$ MPa. Druhá část aproximovaná pomocí funkce (4.9), viz obr. 4.2 b), byla určena v závislosti na parametru β tak, aby numerické simulace odpovídaly tahovým zkouškám.

Na obr. 9.2 je uvedena výsledná závislost skutečného napětí na logaritmické deformaci, která byla uvažována v analýzách. Plnou čarou jsou uvedeny závislosti skutečného napětí na logaritmické deformaci přepočítané ze závislosti nominálního napětí na nominální deformaci. Čárkovanou čarou jsou uvedeny závislosti skutečného napětí na logaritmické deformaci pro parametr $\beta = 0,95$.



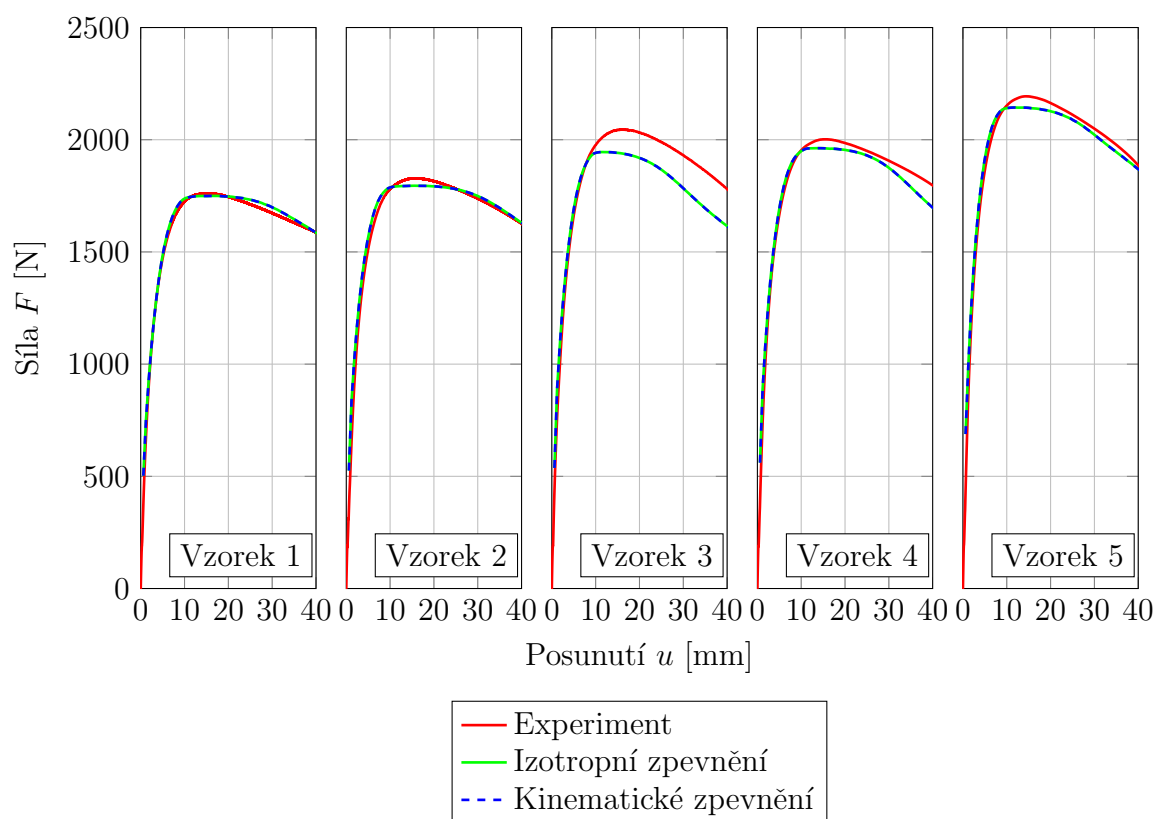
Obr. 9.2 Závislost skutečného napětí na logaritmické deformaci pro zkoušky tahem

Na obr. 9.3 je zobrazena celková deformace ve směru osy x určená z numerického modelu tahové zkoušky při uvažování multilineárního izotropního zpevnění pro vzorek 1 v čase $t = 3600$ s.



Obr. 9.3 Celková deformace ve směru osy x v čase $t = 3600$ s určená numerickým modelem pro tahovou zkoušku (celkový model) s pružnoplastickým modelem s multilineárním izotropním zpevněním (vzorek 1)

Na obr. 9.4 je uvedeno srovnání tahových zkoušek a numerických modelů s pružnoplastickým chováním. Na základě pružnoplastických modelů s izotropním a kinematickým zpevněním byla získána stejná závislost síly F na posunutí u . Důvodem je, že při tahové zkoušce nedochází k odtížení vzorků, při kterém by se projevil rozdíl mezi izotropním a kinematickým zpevněním.



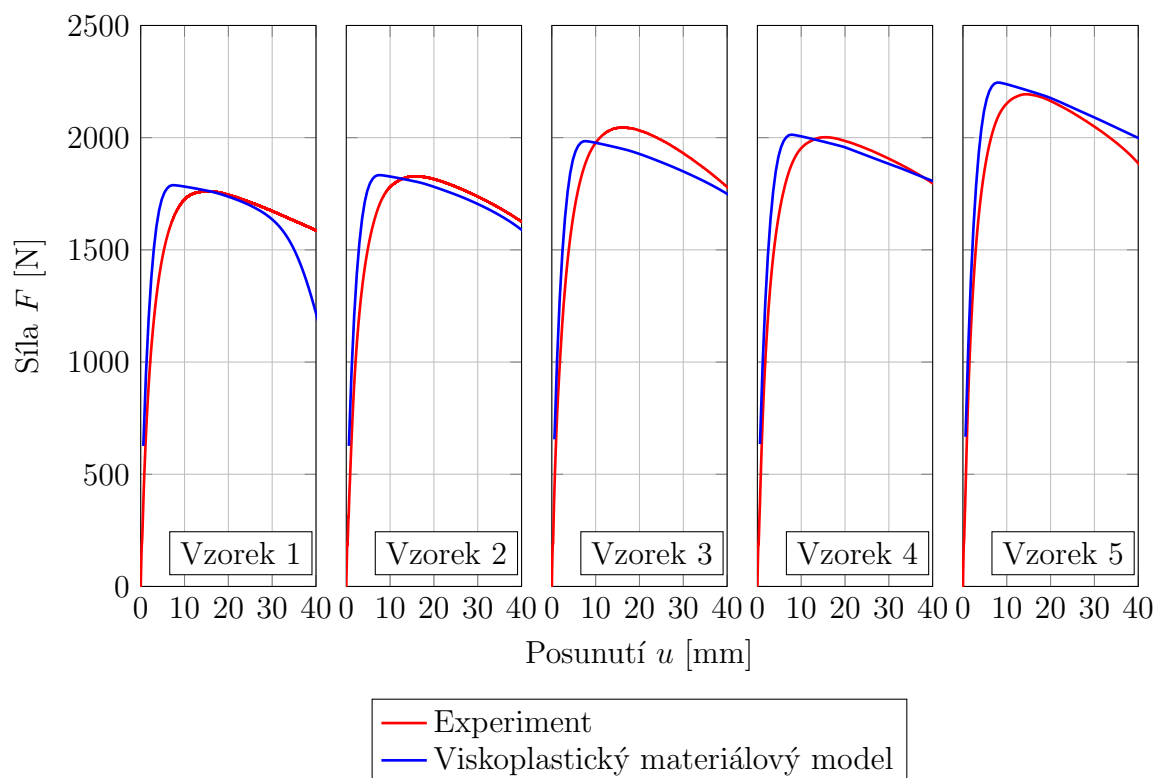
Obr. 9.4 Srovnání tahových zkoušek a numerických modelů pro tahové zkoušky s pružnoplastickým chováním

9.1.2 Numerické modely s viskoplastickým chováním

Z experimentů je patrné, že mechanické vlastnosti materiálu jsou závislé na rychlosti zatěžování. Je proto vhodné zvolit materiálový model, který tuto závislost zohledňuje. Zvolen byl Perzynův viskoplastický materiálový model. Tento model zohledňuje rychlost zatěžování v plastické oblasti, avšak nikoliv v oblasti elastické. Při jeho definování bylo nutné zadat materiálové parametry pro:

- pružné chování - Jelikož viskoplastický model nezohledňuje rychlost zatěžování v elastické oblasti, je nutné pro danou rychlost zatěžování zvolit odpovídající pružné materiálové parametry. To znamená, že pro každou rychlost zatěžování by musel být vytvořen jeden materiálový model s odpovídajícími pružnými materiálovými parametry. Nicméně byla snaha vytvořit jeden materiálový model, který by v kap. 9.4.4 co nejlépe odpovídal experimentálním zkouškám a vystihoval chování termoplastového potrubí. Byl zvolen sečný modul pružnosti procházející křivkou závislosti skutečného napětí na logaritmické deformaci, která byla získána pro rychlost zatěžování 16 mm/min, v úrovni napětí 6 MPa. Poissonův součinitel byl zadán hodnotou 0,38.
- plastické chování - Stejně jako u pružnoplastických modelů, bylo zadáno multilineární izotropní zpevnění. Kinematické zpevnění u Perzynova viskoplastického modelu není, v použité verzi programu ANSYS [42], možné zadat. Pro definování multilineárního izotropního zpevnění je nutné zadat diskrétní závislost napětí na plastické deformaci. Ta byla definována na základě závislosti skutečného napětí na logaritmické deformaci (pro 16 mm/min). První část, která byla určena na základě experimentů byla definována od napětí $\sigma_{\text{true}} = 6,0$ MPa. Druhá část aproximovaná pomocí funkce (4.9) byla definována v závislosti na parametru β .
- viskoplastické chování - Zadány byly parametry m a γ pro Perzynův viskoplastický materiálový model, viz [42].

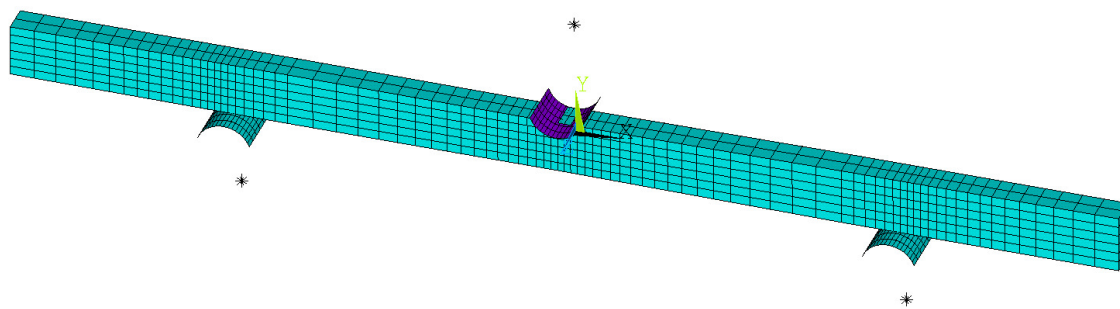
Kromě parametru β bylo tedy navíc nutné určit viskoplastické materiálové parametry m a γ . Hodnoty byly určeny tak, aby výsledky numerického modelu odpovídaly výsledkům tahových zkoušek pro všechny vzorky. Výsledné hodnoty jsou $\beta = 0,6$, $m = 0,5$ a $\gamma = 0,02$. Výsledky numerických simulací a jejich srovnání s experimenty jsou pro vzorky 1 až 5 uvedeny na obr. 9.5. Tyto výsledky neodpovídají tolik experimentálním zkouškám jako při použití jednotlivých pružnoplastických modelů určených pro danou rychlost zatěžování, viz obr. 9.4. Nicméně v tomto případě jsou experimenty simulovány pouze pomocí jednoho materiálového modelu, který v určité míře zohledňuje rychlost zatěžování.



Obr. 9.5 Srovnání tahových zkoušek a numerických modelů pro tahové zkoušky s viskoplastickým chováním

9.2 Zkouška ohybem

Chování materiálových modelů definovaných na základě tahových zkoušek bylo ověřeno při namáhání ohybem. Pomocí metody konečných prvků byly v programu ANSYS [42] vytvořeny numerické modely pro ohybové zkoušky, viz obr. 9.6. Použity byly lineární objemové prvky. Vzhledem k rovinné souměrnosti byly vytvořeny pouze poloviční modely vzorků. Rozměry vzorků byly zadány dle naměřených hodnot, viz tab. 8.3. V rovině xy byly zadány symetrické okrajové podmínky. Podpory byly modelovány jako tuhé pomocí kontaktních prvků. Na kontaktech bylo zadáno tření se součinitelem 0,15 [81] nebo 0,25 [34]. Na prostřední podporu bylo zadáno posunutí ve směru y o rychlosti stejné jako v experimentu.



Obr. 9.6 Numerický model pro ohybovou zkoušku - vzorek 6

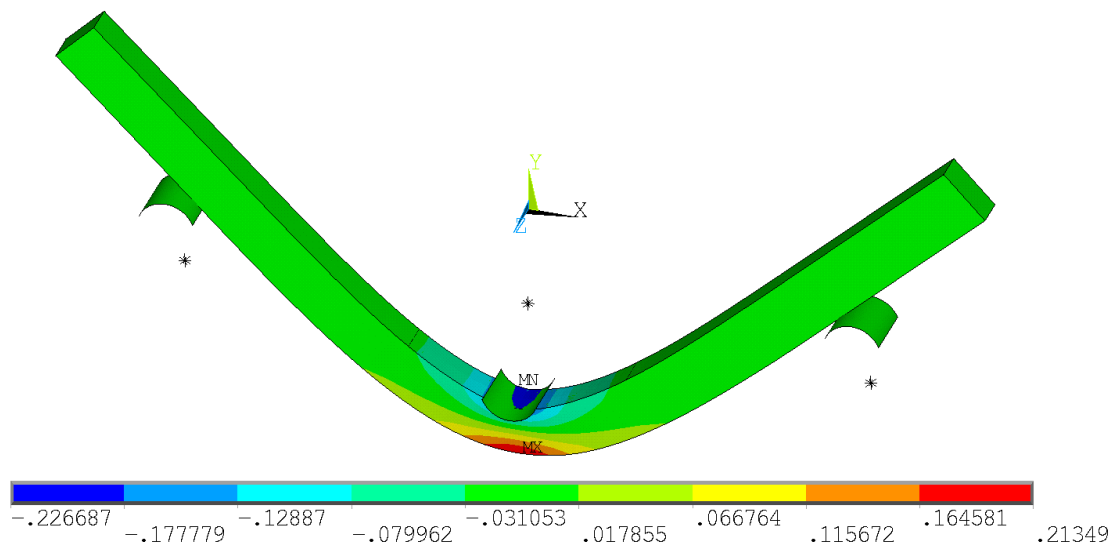
U numerických simulací tahových zkoušek byly určeny parametry pro pružnoplastické modely a viskoplastický model, které byly využity u numerických modelů ohybových zkoušek.

9.2.1 Numerické modely s pružnoplastickým chováním

Pružnoplastické modely s izotropním zpevněním a kinematickým zpevněním byly vytvořeny pro každou rychlost zatěžování při tahové zkoušce. Tahové zkoušky byly zatěžovány posunutím čelisti lisu. Ohybové zkoušky byly zatěžovány posunutím prostřední podpory. Přestože rychlosti posunutí čelisti lisu při tahové zkoušce a rychlosti posunutí prostřední podpory při ohybové zkoušce jsou shodné, výsledná nominální nebo skutečná rychlost deformace na vzorcích není srovnatelná. Např. nominální nebo skutečná rychlost deformace na vzorku 1 (při tahové zkoušce) není shodná s nominální nebo skutečnou rychlostí deformace vzorku 6 (při ohybové zkoušce). Navíc se rychlost deformace při ohybových zkouškách mohla v různých materiálových bodech vzorku značně lišit. Důsledkem je, že pružnoplastický model definovaný na základě tahové zkoušky pro rychlost zatěžování 1 mm/min (rychlost posunutí čelisti) nelze ověřit na ohybové zkoušce při stejné rychlosti zatěžování 1 mm/min (rychlost posunutí prostřední podpory).

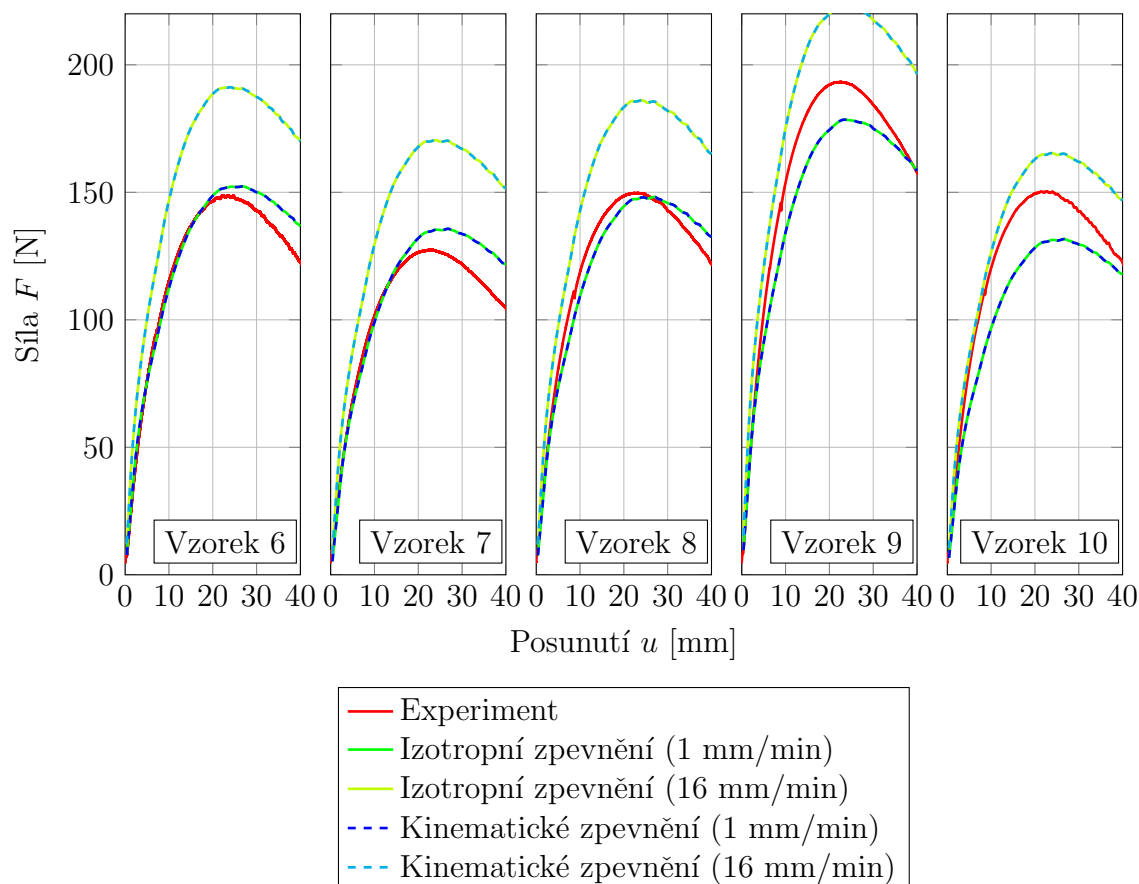
Pro představu o rozptylu výsledků numerických modelů pro ohybové zkoušky s pružnoplastickým chováním, určených na základě různých rychlostí zatěžování, byly provedeny analýzy. Byly použity pružnoplastické materiálové modely s izotropním a kinematickým zpevněním, které byly určeny na základě tahových zkoušek pro rychlosti zatěžování 1 mm/min a 16 mm/min.

Na obr. 9.7 je uvedena celková deformace vzorku 6 ve směru osy x v čase $t = 2400$ s. Zadán byl pružnoplastický materiálový model s izotropním zpevněním, který byl definován na základě tahových zkoušek při rychlosti zatěžování 1 mm/min. Z obrázku je patrné, že deformace (i rychlost deformace) není rovnoměrná na celém vzorku. Největší deformace i její rychlost byla dosažena uprostřed vzorku v horních a dolních vláknech průřezu, naopak nejmenší deformace je např. na koncích vzorku.



Obr. 9.7 Celková deformace ve směru osy x v čase $t = 2400$ s určená numerickým modelem pro ohybové zkoušky (vzorek 6)

Na obr. 9.8 jsou uvedeny závislosti sil na posunutích pro vzorky 6 až 10 určené experimenty a numerickými modely s pružnoplastickým chováním. Součinitel smykového tření mezi vzorky a podporami byl uvažován hodnotou 0,25 [34]. Z výsledků je zřejmé, že, stejně jako u numerické simulace tahových zkoušek, volba izotropního nebo kinematického zpevnění nemá vliv na výsledky. Je to z důvodu, že nedochází k odtěžování vzorků. Dále je patrné, že rozptyl výsledků při použití pružnoplastického modelu definovaného na základě tahových zkoušek při rychlosti 1 mm/min a 16 mm/min je významný.



Obr. 9.8 Srovnání ohybových zkoušek a numerických modelů pro ohybové zkoušky s pružnoplastickým chováním

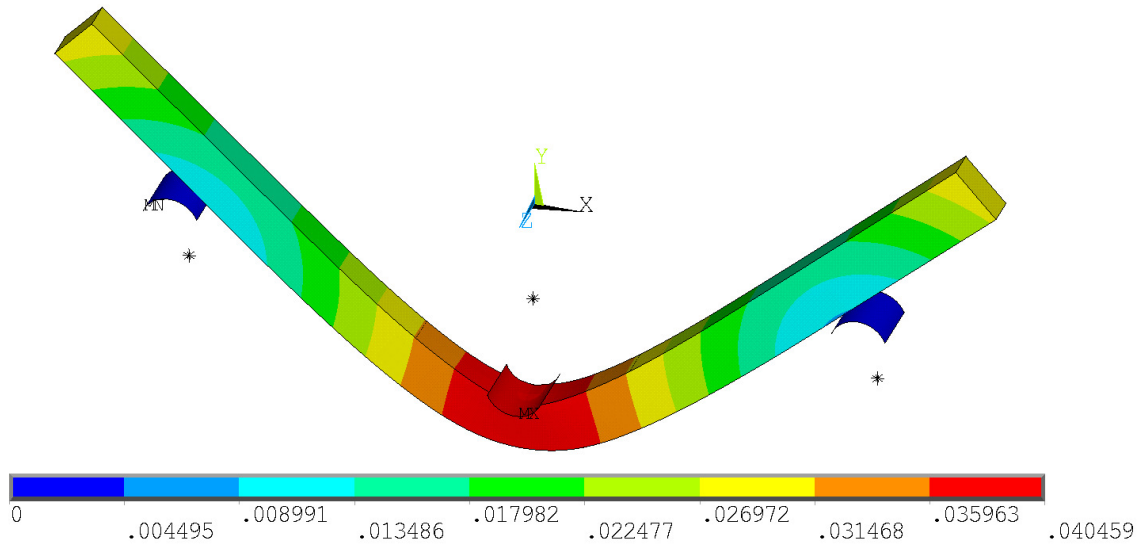
9.2.2 Numerické modely s viskoplastickým chováním

Pro numerickou analýzu zkoušek ohybem byl použit také viskoplastický materiálový model, jehož parametry byly naladěny na zkouškách tahem, viz kap. 9.1.

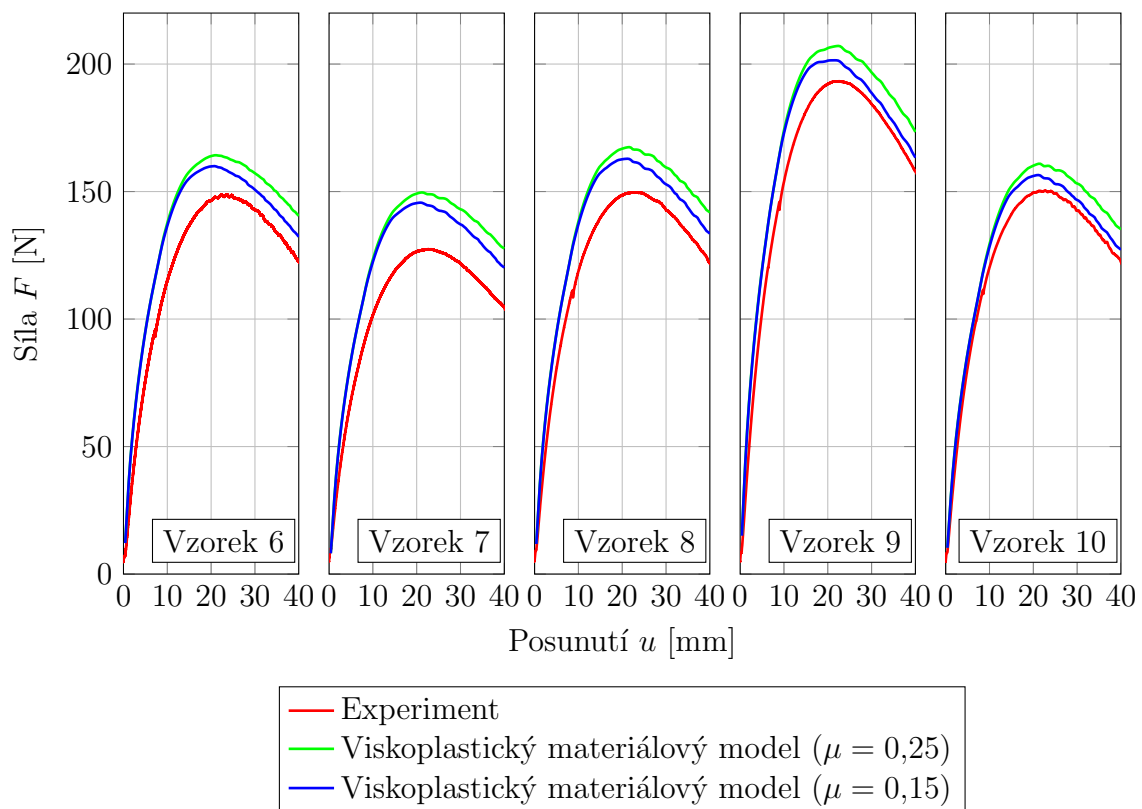
Na obr. 9.9 je uvedeno výsledné posunutí v čase 2400 s určené numerickým modelem pro vzorek 6. Součinitel smykového tření byl zadán $\mu = 0,25$ [34].

Výsledky numerických simulací a jejich srovnání s experimenty jsou pro vzorky 6 až 10 uvedeny na obr. 9.10. Srovnáním výsledků je zřejmé, že numerické modely vykazují tužší chování než jaké bylo zjištěno experimenty. Jeden z parametrů, který toto chování může způsobovat a nebyl určen měřením, je součinitel smykového tření

μ . Analýzy byly provedeny s dvěma hodnotami součinitele smykového tření, a to $\mu = 0,25$ a $\mu = 0,15$. Výsledkům experimentálních zkoušek se více přibližují výsledky numerických modelů se součinitelem smykového tření $\mu = 0,15$.



Obr. 9.9 Posunutí v čase 2400 s určené numerickým modelem s viskoplastickým chováním pro ohybovou zkoušku - vzorek 6



Obr. 9.10 Srovnání ohybových zkoušek a numerických modelů pro ohybové zkoušky s viskoplastickým chováním

Viskoplastický materiálový model v určité míře již zohledňuje rychlost zatěžování oproti modelům s pružnoplastickým chováním a také umožňuje zohlednit různé rychlosti deformace v různých materiálových bodech vzorku.

9.3 Návrh zkušebního zařízení

Pro provádění experimentů termoplastových trubek zatížených vnějším přetlakem bylo potřebné navrhnout zkušební zařízení (tlakovou komoru), viz kap. 8.3.1.

Pro návrh zkušebního zařízení bylo určeno, při jakém vnějším hydrostatickém tlaku dojde ke ztrátě stability polyethylenového potrubí a jaká je minimální délka potrubí pro experimenty.

Plánovaly se zkoušet následující trubky:

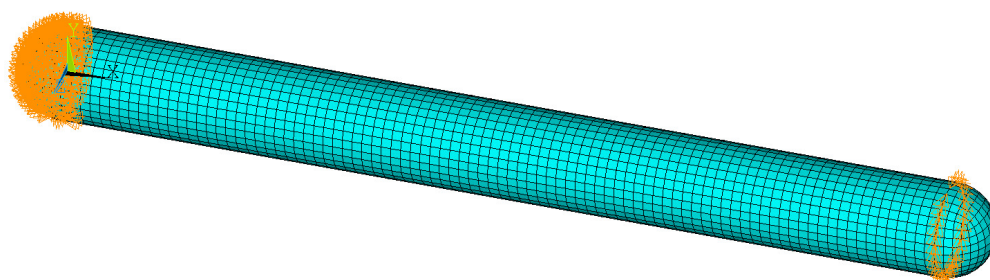
- trubka o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17,
- trubka o vnějším průměru 160 mm rozměrové řady SDR 11.

Rozměry potrubí byly zvoleny tak, aby testovaná termoplastová potrubí i tlaková komora byly co nejméně finančně náročné a prostorově úsporné a aby vystihovaly chování potrubí v reálných situacích. Při numerické analýze byla proto měněna délka potrubí.

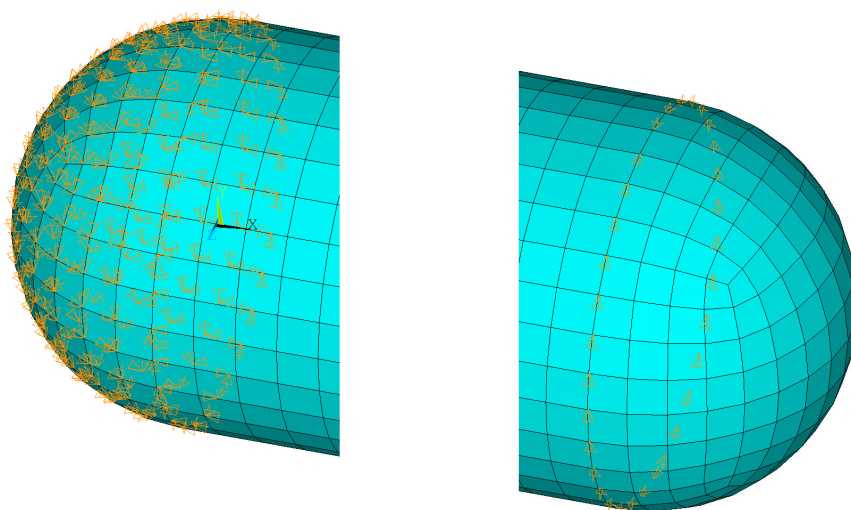
Analýza byla provedena pomocí skořepinových prvků SHELL181 programového systému ANSYS [42]. Na obr. 9.11 je zobrazen numerický model pro potrubí o průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 délky 1 m.

Materiál byl zvolen PE100 s hodnotou modulu pružnosti $E = 1100$ MPa [97], Poissonovým součinitelem $\nu = 0,38$ a hustotou $\rho = 950$ kg/m³.

Okrajové podmínky byly zvoleny tak, aby byla umožněna volná deformace stěny trubky ve směru normály, viz obr. 9.11 a 9.12. Všem uzlům uzávěru potrubí tvořícího polokouli na levé straně bylo zabráněno posuvům v tečném směru k ploše uzávěru potrubí a na pravém konci potrubí v řadě uzlů mezi potrubím a polokulovým uzávěrem bylo zabráněno posuvům ve směru průsečnice tečné roviny a roviny yz .

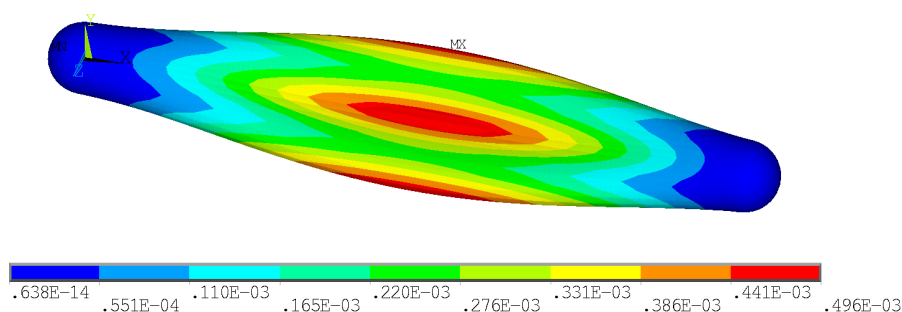


Obr. 9.11 Výpočtový model polyethylenového potrubí SDR 17 vnějšího průměru 110 mm, délky 1 m (prvky SHELL181)

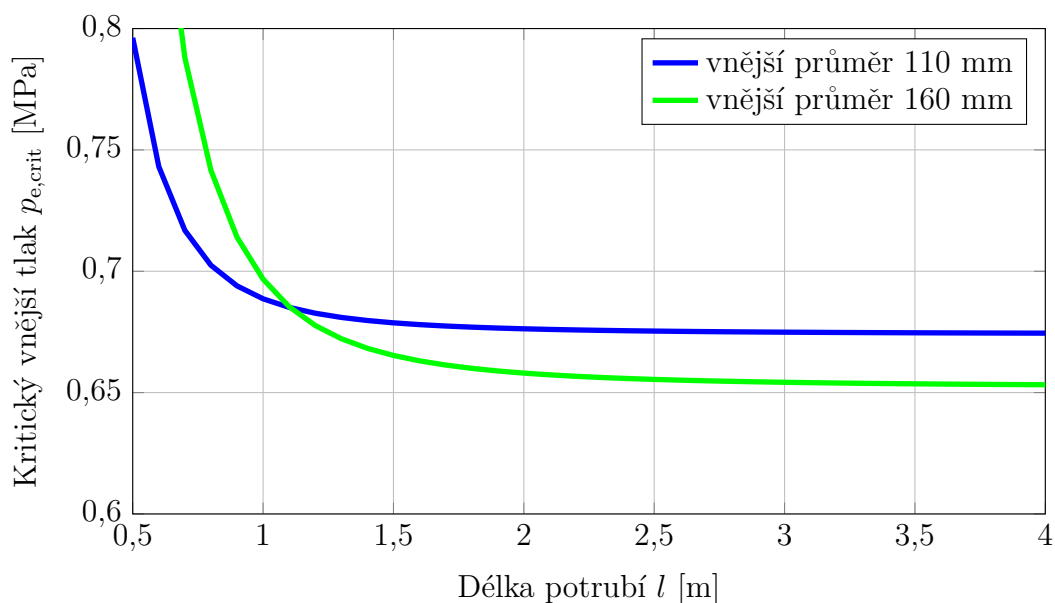


Obr. 9.12 Detail okrajových podmínek pro výpočtový model polyetylenového potrubí SDR 17 vnějšího průměru 110 mm, délky 1 m (prvky SHELL181)

Potrubí rozměrové řady SDR 17 bylo zatíženo pouze vnějším hydrostatickým tlakem o velikosti 1 MPa. Na obr. 9.13 je z výpočtu lineární stability znázorněn první vlastní tvar potrubí délky 1 m a průměru 110 mm SDR 17, u kterého byl určen kritický násobek zatížení $\lambda = 0,689$. Graf závislosti kritického vnějšího tlaku na délce potrubí průměrů 110 a 160 mm rozměrové řady SDR 17 je na obr. 9.14.

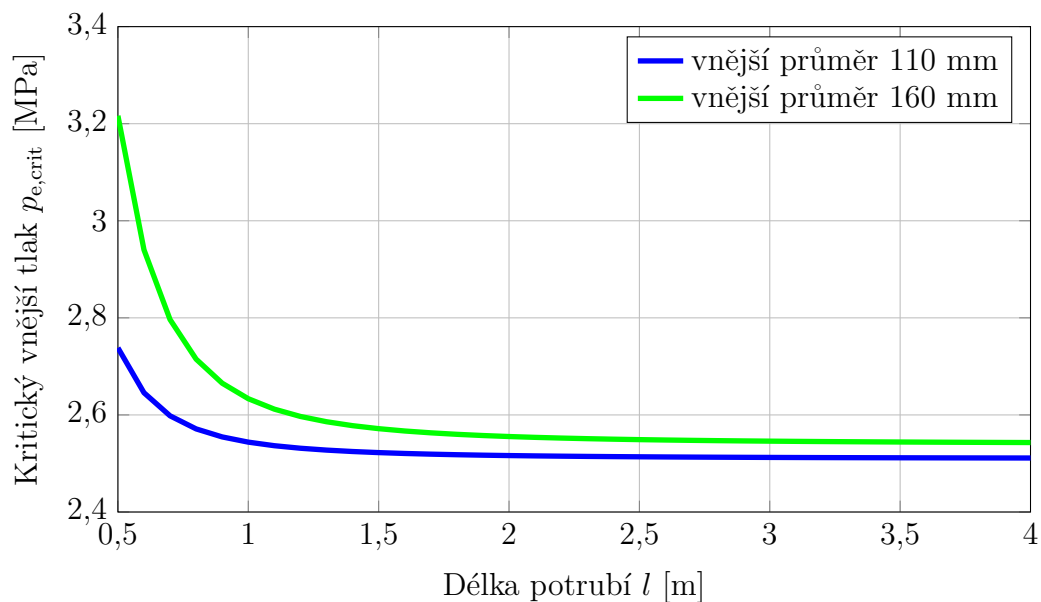


Obr. 9.13 První vlastní tvar, kritický násobek zatížení je $\lambda = 0,689$, potrubí SDR 17 vnějšího průměru 110 mm délky 1 m



Obr. 9.14 Závislost kritického vnějšího tlaku na délce potrubí pro potrubí řady SDR 17

Potrubí rozměrové řady SDR 11 o vnějších průměrech 110 a 160 mm bylo zatíženo vnějším hydrostatickým tlakem o velikosti 5 MPa. Na obr. 9.15 je z výpočtu lineární stability uveden graf závislosti kritického vnějšího tlaku na délce potrubí.

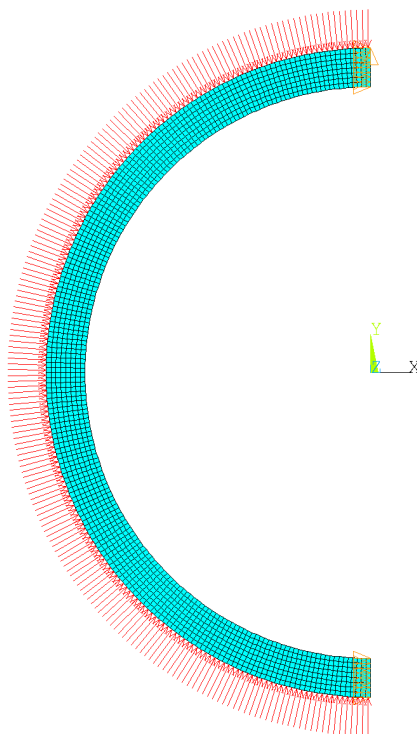


Obr. 9.15 Závislost kritického vnějšího tlaku na délce potrubí pro potrubí řady SDR 11

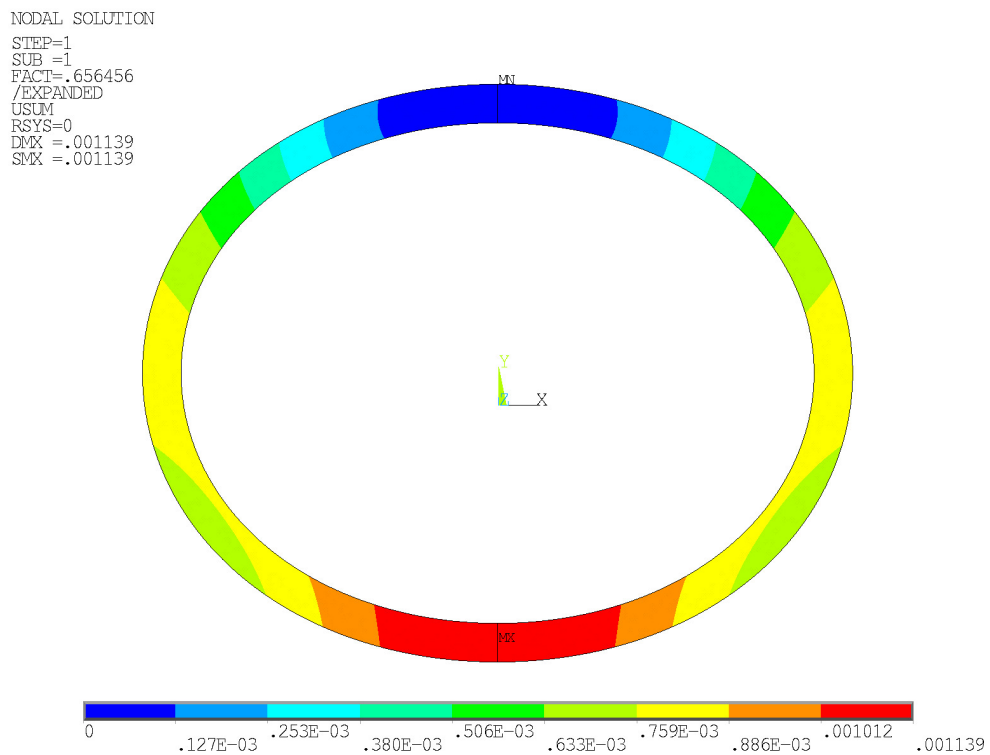
Z výsledků uvedených v grafech na obr. 9.14 a 9.15 je patrné, že kritický vnější tlak pro potrubí délky větší než 1,5 m se liší jen minimálně. Tato délka potrubí byla zohledněna při návrhu tlakové komory. Výsledky rovněž potvrdily předpoklad, že zatěžování bude nutné provést vnějším přetlakem, jelikož při zatěžování podtlakem není možné vyvolat tak velké zatížení.

Pro ověření výsledků byly vytvořeny numerické modely potrubí pomocí rovinných konečných prvků za předpokladu rovinné deformace. Na obr. 9.16 je numerický model potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17. Vzhledem k symetrii byl vytvořen pouze poloviční model. Po tloušťce stěny bylo zadáno 8 konečných prvků. Byl zadán lineárně pružný materiál s hodnotou modulu pružnosti $E = 1100$ MPa [97], Poissonovým součinitelem $\nu = 0,38$ a hustotou $\rho = 950$ kg/m³. Zatížení bylo aplikováno ve formě vnějšího hydrostatického tlaku o velikosti 1 MPa.

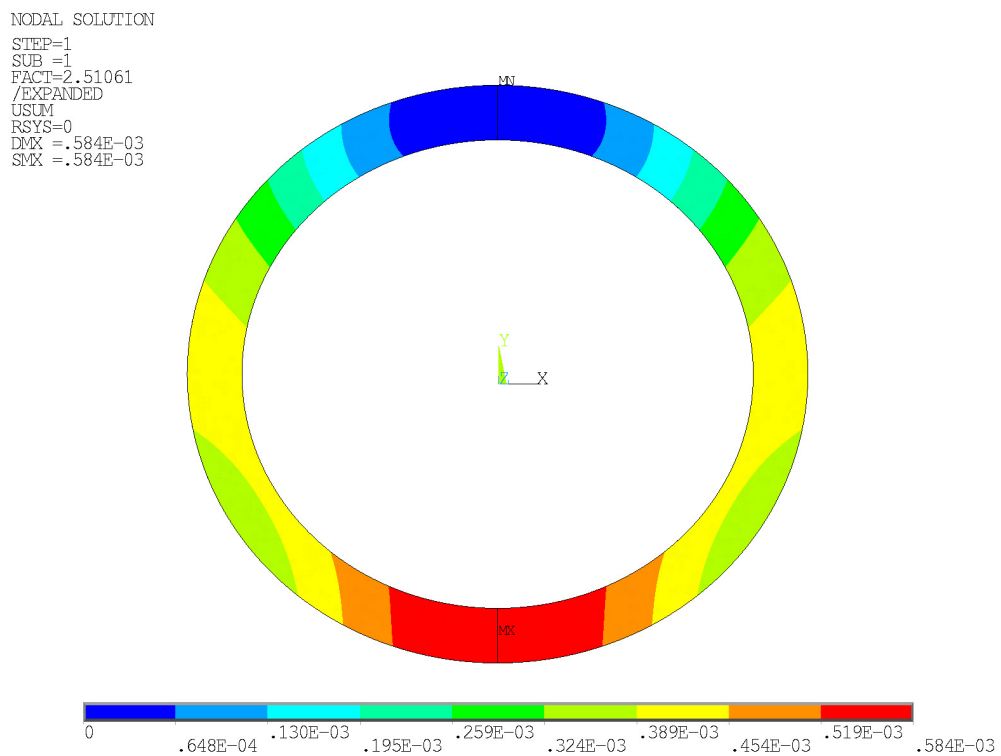
Nejprve byla provedena analýza lineární stability. Pro potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 bylo získáno první vlastní číslo $\lambda = 0,656$, které odpovídá kritickému vnějšmu tlaku $p_{e,crit} = 656$ kPa. Pro potrubí o vnějším průměru 160 mm rozměrové řady SDR 11 bylo získáno první vlastní číslo $\lambda = 2,511$, které odpovídá kritickému vnějšmu tlaku $p_{crit} = 2511$ kPa. Tyto kritické vnější tlaky přibližně odpovídají hodnotám v grafech na obr. 9.14 a 9.15 pro větší délky potrubí. Na obr. 9.17 je první vlastní tvar potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17 a na obr. 9.18 je první vlastní tvar potrubí o vnějším průměru 160 mm SDR 11.



Obr. 9.16 Rovinný numerický model potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 bez imperfekcí (konečné prvky PLANE182)



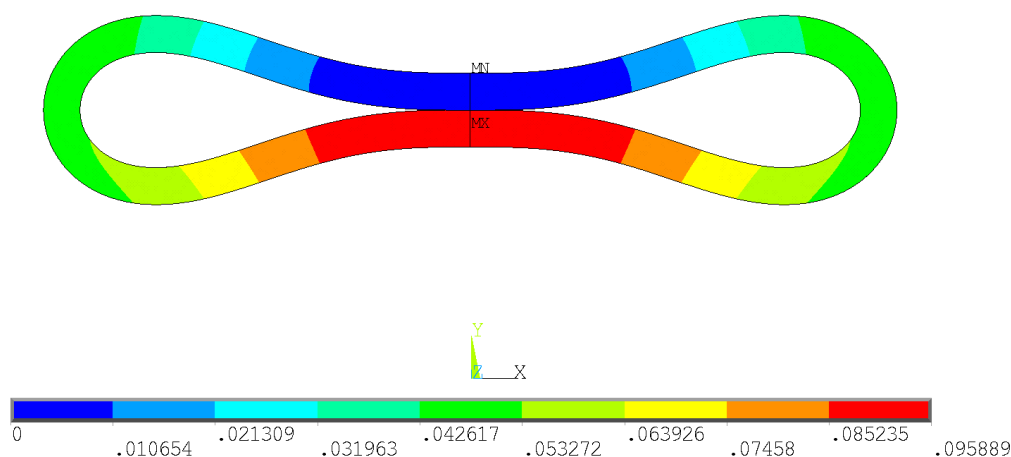
Obr. 9.17 První vlastní tvar potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 určený výpočtem lineární stability



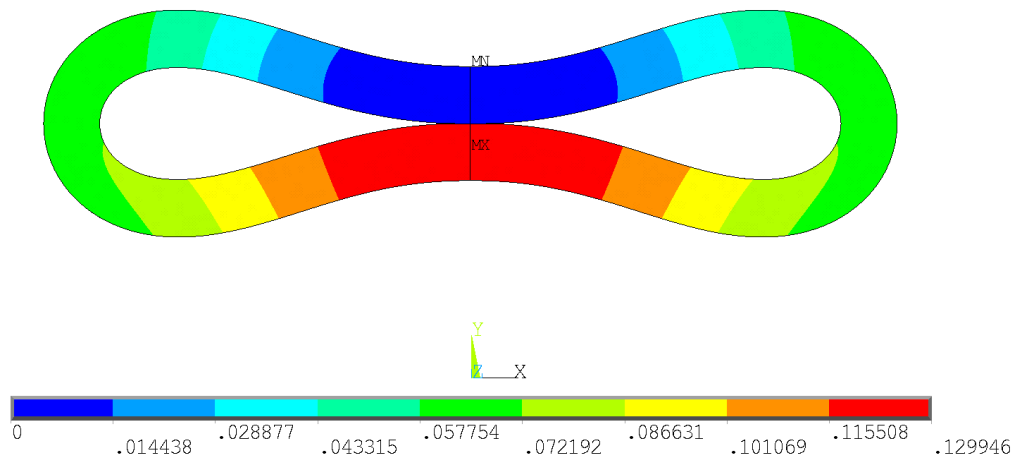
Obr. 9.18 První vlastní tvar potrubí o vnějším průměru 160 mm rozměrové řady SDR 11 určený výpočtem lineární stability

Dále byly provedeny geometricky nelineární analýzy potrubí umístěných volně, kterým nebylo bráněno v příčné deformaci. Numerické modely byly použity stejně jako pro výpočet lineární stability, navíc však byla vnesena geometrická imperfekce ve formě ovality potrubí o velikosti $w_{AR,v}/r_L \cdot 100 \% = 1 \%$ podle [45], viz kap. 6.2.2. Také byly na vnitřní povrch potrubí zadány kontaktní prvky. U potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17 bylo zadáno zatížení vnějším tlakem 2 MPa a u potrubí o vnějším průměru 160 mm SDR 11 bylo zadáno zatížení vnějším tlakem 5 MPa. Materiál potrubí byl zadán ve dvou variantách. V první variantě byl zadán lineárně pružný materiál, jehož parametry byly stejné jako pro výpočet lineární stability. Ve druhé variantě byl zadán ideálně pružnoplastický materiál, u kterého byla navíc zadána mez kluzu $\sigma_y = 23 \text{ MPa}$ [97]. Numerické modely s lineárně pružným materiálem byly řešeny Newtonovou-Raphsonovou metodou. Numerické modely s ideálně pružnoplastickým materiálem byly řešeny Riksovou metodou ("Arc-length") [31], [3].

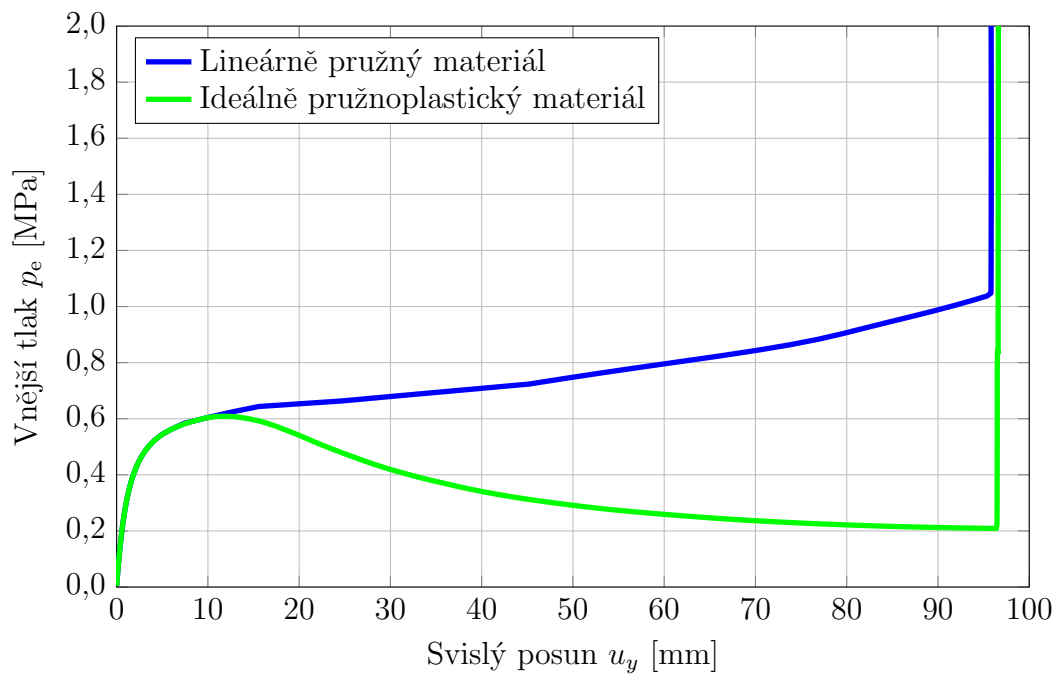
Na obr. 9.19 je celkové posunutí pro potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17 a na obr. 9.20 je celkové posunutí pro potrubí o vnějším průměru 160 mm SDR 11 při uvažování lineárně pružného materiálu. Pro potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17 je uvedena závislost vnějšího tlaku na svislém posunutí uzlu v místě paty potrubí na obr. 9.21 a pro potrubí o vnějším průměru 160 mm SDR 11 na obr. 9.22. U numerického modelu s lineárně pružným materiálem závislost vnějšího tlaku na posunutí neustále roste. Téměř svislé části závislostí označují stavy, kdy došlo k dotyku vnitřních povrchů potrubí. U numerického modelu potrubí o vnějším průměru 160 mm SDR 11 s ideálně pružnoplastickým materiálem došlo po dotyku kontaktních prvků ke konvergenčním problémům. Z grafů je zřejmé, že ztráta stability nastala u potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17 při kritickém vnějším tlaku $p_{e,crit} \approx 600 \text{ kPa}$ a u potrubí o vnějším průměru 160 mm SDR 11 při kritickém vnějším tlaku $p_{e,crit} \approx 2,1 \text{ MPa}$. Hodnoty kritických vnějších tlaků jsou nižší než hodnoty získané výpočtem lineární stability.



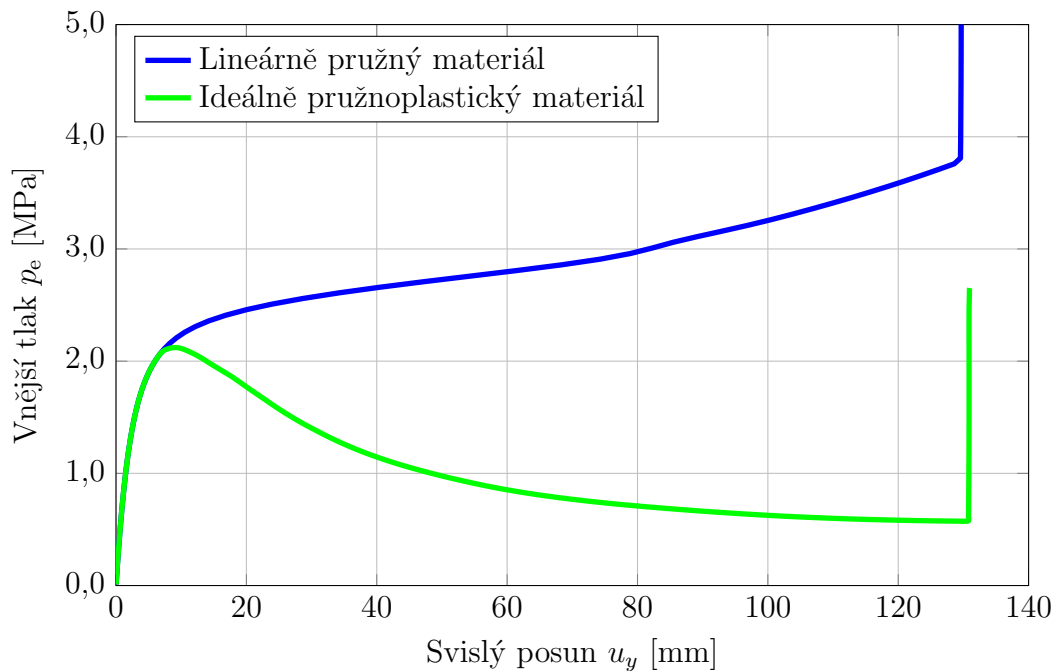
Obr. 9.19 Celkové posunutí pro potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17



Obr. 9.20 Celkové posunutí pro potrubí o vnějším průměru 160 mm rozměrové řady SDR 11



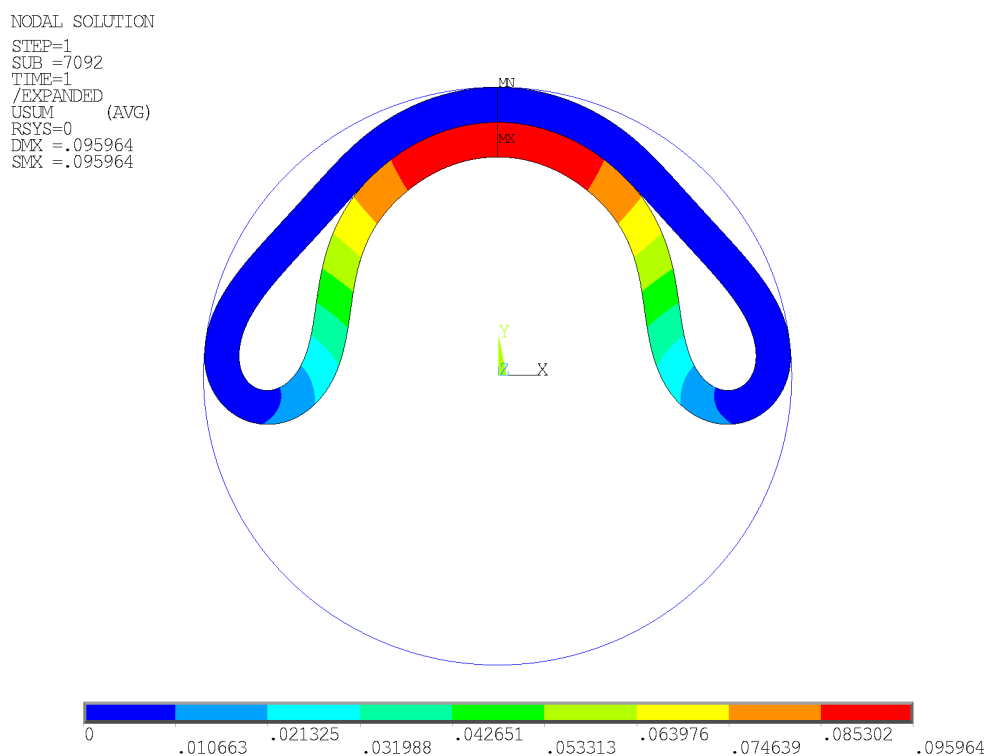
Obr. 9.21 Závislost svislého posunutí na vnějším tlaku pro potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17



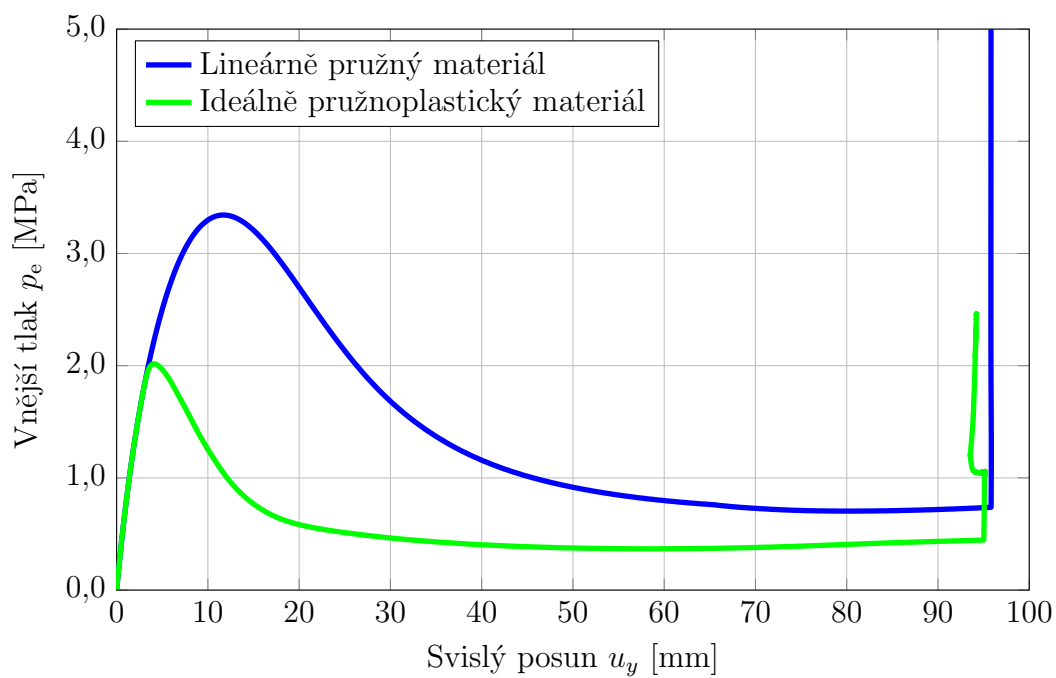
Obr. 9.22 Závislost svislého posunutí na vnějším tlaku pro potrubí o vnějším průměru 160 mm SDR 11

Dále byla provedena numerická analýza polyetylenového potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17 umístěného v tuhém potrubí. Numerický model vycházel z modelu pro volné potrubí. Geometrická imperfekce byla uvažována jako u volného potrubí ve formě ovality o velikosti $w_{AR,v}/r_L \cdot 100 \% = 1 \%$ podle [45], viz kap. 6.2.2. Navíc bylo přidáno tuhé potrubí, které představovaly kontaktní prvky. Mezi potrubími nebyla žádná mezera. Zatížení vnějším tlakem bylo zadáno 5 MPa. Analýza byla provedena stejně jako u volného potrubí ve dvou variantách, a to s lineárně pružným materiálem a s ideálně pružnoplastickým materiálem. Oba numerické modely byly řešeny Riksovou metodou.

Celkové posunutí pro potrubí je při uvažování lineárně pružného materiálu na obr. 9.23. Závislost vnějšího tlaku na svislém posunutí je na obr. 9.24. U numerického modelu s ideálně pružnoplastickým materiálem došlo po dotyku vnitřního povrchu potrubí ke konvergenčním problémům. Z výsledků je patrné, že ztráta stability nastala podle numerického modelu s lineárně pružným materiálem při vnějším tlaku $p_{e,crit} = 3,3$ MPa, což je 5,5-krát větší tlak než u volného potrubí. Ztráta stability podle modelu s ideálně pružnoplastickým materiálem nastala při vnějším tlaku $p_{e,crit} = 2$ MPa. Kritický vnější tlak získaný z numerického modelu s lineárně pružným materiálem a s ideálně pružnoplastickým materiálem se výrazně liší. Uvedené výsledky byly zohledněny při návrhu tlakové komory.



Obr. 9.23 Celkové posunutí pro polyetylenové potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 umístěné v tuhém potrubí při uvažování lineárně pružného materiálu

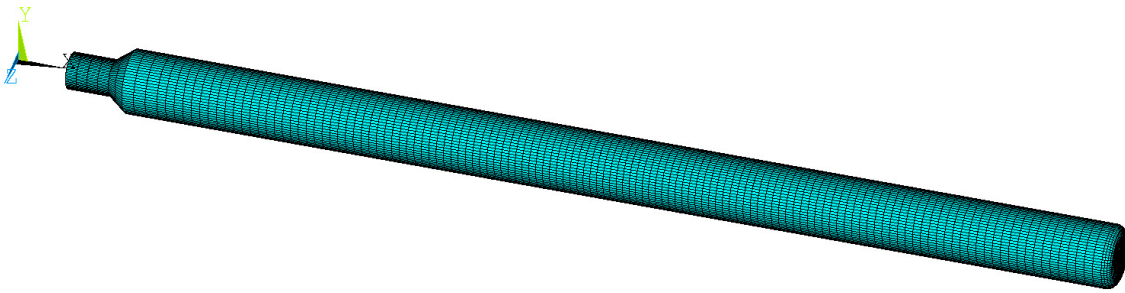


Obr. 9.24 Závislost svislého posunutí na vnějším tlaku pro potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17 umístěné v tuhém potrubí

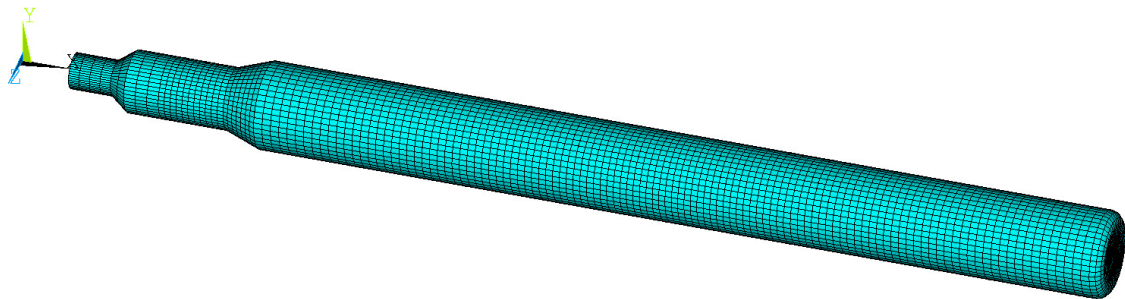
9.4 Trubka zatížená vnějším přetlakem

Experimenty, ve kterých byly zkoušeny trubky zatížené vnějším přetlakem, byly v různých variantách (viz obr. 9.25 až 9.27) numericky modelovány pomocí metody konečných prvků.

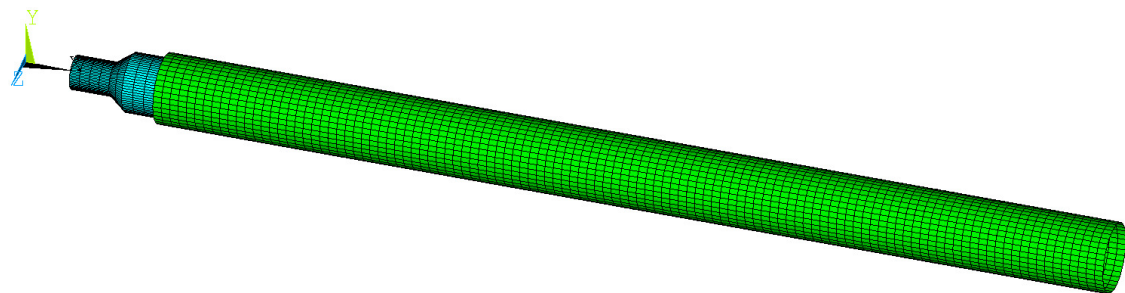
Numerické modely byly vytvořeny pomocí kvadratických skořepinových prvků SHELL281 [42]. Dále byly pro nelineární výpočty zadány na vnitřní (popř. na vnější) povrch potrubí kontaktní prvky CONTA174 a TARGE170 [42]. Součinitel smykového tření μ mezi kontaktními prvky byl zadán hodnotou 0,25 [34]. Všem uzlům, v místě mezi ocelovou redukcí pro utěsnění termoplastového potrubí a tlakovou komorou, bylo zabráněno posunutí ve všech směrech. Na všechny elementy termoplastového potrubí bylo zadáno zatížení vnějším tlakem 4 MPa. Vlastní tíha potrubí nebyla ve výpočtech uvažována.



Obr. 9.25 Numerický model potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 se symetrickou imperfekcí (varianta A)



Obr. 9.26 Numerický model potrubí o vnějším průměru 160 mm rozměrové řady SDR 11 se symetrickou imperfekcí (varianta A)



Obr. 9.27 Numerický model potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 se symetrickou imperfekcí (varianta B)

Pro přehlednost bylo vytvořeno značení numerických modelů v následujícím formátu:

VAR - DXXX - SDRYY - IMP - MATM [- TYP] [- RZZ] - ANTYP,

kde jednotlivé proměnné jsou vysvětleny v tab. 9.1.

Numerické analýzy byly provedeny pro trubky umístěné volně (varianta A), viz obr. 9.25 a 9.26, a trubky umístěné v ocelovém potrubí (varianta B), viz obr. 9.27. V případě varianty B bylo do numerického modelu přidáno ocelové potrubí o vnějším průměru 127 mm a tloušťce stěny 3,8 mm. Ocelové potrubí o těchto rozměrech bylo použito v experimentech. Všem uzlům na začátku a konci ocelového potrubí bylo zabráněno posunutí ve všech směrech. Pro ocelové potrubí byl zadán lineárně pružný materiál s modulem pružnosti $E = 200$ GPa, Poissonovým součinitelem $\nu = 0,3$. Dále byla zadána hustota materiálu $\rho = 7850$ kg/m³.

Pro modely byly uvažovány rozměry termoplastových potrubí určené na základě průměrných hodnot ze všech zkoušených vzorků pro potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 (viz tab. 8.5) a pro potrubí o vnějším průměru 160 mm rozměrové řady SDR 11 (viz tab. 8.6).

Pro variantu A byla do numerického modelu zahrnuta geometrická imperfekce ve tvaru ovality potrubí (symetrická imperfekce), viz obr. 9.28 a 9.30, a pro variantu B symetrická i nesymetrická imperfekce, viz obr. 9.29. Imperfekce byly zadány tak, aby maximální výchylka určená dle prvního vlastního tvaru odpovídala velikosti průměrné hodnoty geometrické imperfekce. Velikost maximální výchylky byla tedy zadána 0,3 mm pro potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17 (viz tab. 8.5) a 0,4 mm pro potrubí o vnějším průměru 160 mm SDR 11 (viz tab. 8.6).

Numerické analýzy byly provedeny s různými materiálovými modely termoplastového potrubí, a to s lineárně pružným, pružnoplastickým, viskoelastickým a viskoplastickým materiálovým modelem. Zkoumán byl vliv materiálového modelu na ztrátu stability potrubí a jeho celkové chování.

Pružnoplastické materiálové modely byly definovány na základě tahových experimentálních zkoušek, viz kap. 8.1 a kap. 9.1. Byl vytvořen jeden pružnoplastický model s izotropním zpevněním a jeden s kinematickým zpevněním pro každou rychlost zatěžování, která byla experimentálně zkoušena. Modely byly definovány na základě určené závislosti skutečného napětí na logaritmické deformaci, viz obr. 9.2.

Byly provedeny statické a dynamické numerické analýzy. U numerických modelů s lineárně pružným materiálem byl navíc proveden výpočet lineární stability. U statické analýzy byla zohledněna geometrická nelinearita, popř. materiálová nelinearita a nelineární chování v kontaktech. Pro řešení nelineárních rovnic byla použita Newtonova-Raphsonova metoda. V případě konvergenčních problémů při ztrátě stability potrubí bylo možné použít [42]:

- nelineární stabilizaci,
- Riksovu metodu ("arc-length") [31],
- dynamickou analýzu.

Nelineární stabilizace nebyla zvolena, jelikož do modelu vnáší dodatečné síly. Riksova metoda není vhodná v případě, že jsou v modelu použity kontaktní prvky [42]. Bylo proto zvoleno řešení pomocí dynamické analýzy. Tlumení nebylo v dynamické analýze zohledněno. Rychlost zatěžování byla zadána aproximovanou hodnotou

určenou podle experimentálních zkoušek. Pro potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17 byla uvažována hodnota $v_p = 35513$ Pa/s, což je průměrná hodnota rychlosti zatěžování pro variantu A a B, viz tab. 8.7 a 8.9. Pro potrubí o vnějším průměru 160 mm SDR 11 byla uvažována hodnota $v_p = 48374$ Pa/s, viz tab. 8.8. Pro numerický model s lineárně pružným materiálem byl navíc proveden výpočet lineární stability.

Tab. 9.1 Značení numerických modelů

Proměnná	Popis	Hodnoty
<i>VAR</i>	Označuje variantu experimentu.	A = trubka umístěna volně, B = trubka umístěna v ocelovém potrubí
<i>XXX</i>	Označuje vnější průměr potrubí.	{110, 160} [mm]
<i>YY</i>	Označuje hodnotu SDR (Standard dimension ratio) potrubí.	{11, 17} [-]
<i>IMP</i>	Označuje typ počáteční geometrické imperfekce potrubí.	BI = bez imperfekce, SI = symetrická imperfekce, NI = nesymetrická imperfekce
<i>MATM</i>	Označuje použitý materiálový model.	EL = lineárně pružný, PP = pružnoplastický, VE = viskoelastický, VP = viskoplastický
<i>TYP</i>	Označuje typ zpevnění u pružnoplastického modelu (upřesňující parametr).	MISO = multilineární izotropní zpevnění, MKIN = multilineární kinematické zpevnění
<i>ZZ</i>	Označuje, na základě které zkoušené rychlosti zatěžování je daný materiálový model definován. Hodnoty jsou uvedeny v rychlosti posunutí čelisti při tahové zkoušce. Je to upřesňující parametr pro pružnoplastický materiálový model.	{1, 2, 4, 8, 16} [mm/min]
<i>ANTYP</i>	Označuje typ provedené analýzy.	LSTAB = lineární stabilita, STAT = statická analýza, DYN = dynamická analýza

Srovnání experimentů a numerických simulací je pro danou variantu provedeno pomocí dvou grafů, které jsou umístěny vedle sebe, viz např. obr. 9.32. Levý graf znázorňuje závislost vnějšího tlaku p_e na čase t získanou z experimentálních zkoušek. Pro lepší srovnání byla časová osa pro různé vzorky posunuta tak, aby stoupající část grafu začínala od nuly. Pravý graf znázorňuje závislost vnějšího tlaku p_e na posunutí u pro numerickou simulaci. Posunutí je definováno pro

jeden uzel numerického modelu, jehož celkové posunutí bylo při ztrátě stability potrubí největší. Oba grafy mají na vodorovné ose odlišnou veličinu. Důvodem je, že zatěžování při experimentu a numerické simulaci bylo odlišné. Zatímco v experimentu bylo potrubí zatěžováno vnějším hydrostatickým tlakem, který mohl vlivem změny objemu potrubí poklesnout (jak je vidět z výsledků), v numerické simulaci bylo potrubí zatěžováno vnějším tlakem, který se v čase lineárně zvyšoval. Pokud by tedy byla v pravém grafu vykreslena závislost vnějšího tlaku na čase, jednalo by se o lineární funkci. Aby bylo možné z numerické simulace získat podobné závislosti jako z experimentů, bylo by nutné zohlednit vliv změny objemu potrubí na vnější hydrostatický tlak p_e . To by bylo možné provést zohledněním okolní kapaliny v modelu a řešit analýzu s interakcí potrubí a kapaliny. Taková analýza by dle vlastních zkušeností byla velmi náročná z hlediska výpočtového času, proto byl pro výpočet použit jednodušší model.

9.4.1 Numerické modely s lineárně pružným chováním

Nejprve byl pro numerické modely potrubí zadán lineárně pružný materiál, jehož modul pružnosti byl definován hodnotou od výrobce termoplastových potrubí $E = 1100$ MPa [97]. Dále byla zadána hustota $\rho = 940$ kg/m³ a Poissonův součinitel $\nu = 0,38$ [69].

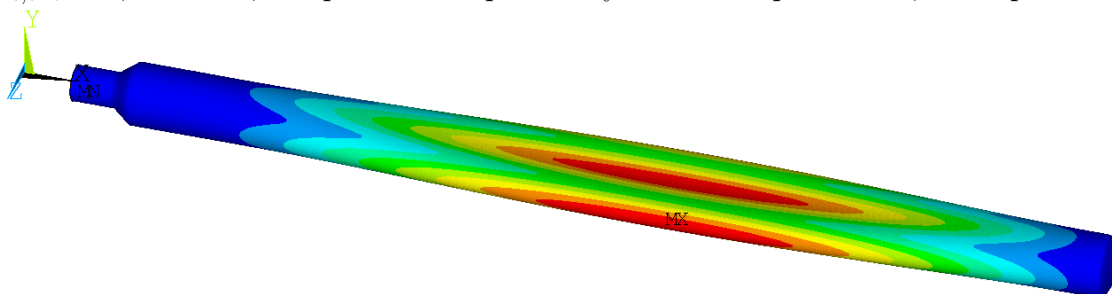
Numerické modely byly uvažovány v těchto variantách:

- A-D110-SDR17-BI-EL-LSTAB,
- A-D160-SDR11-BI-EL-LSTAB,
- A-D110-SDR17-SI-EL-STAT,
- A-D160-SDR11-SI-EL-DYN,
- B-D110-SDR17-SI-EL-DYN,
- B-D110-SDR17-NI-EL-DYN,

přičemž výsledky byly porovnávány s výsledky experimentů. Značení numerických modelů je dle tab. 9.1.

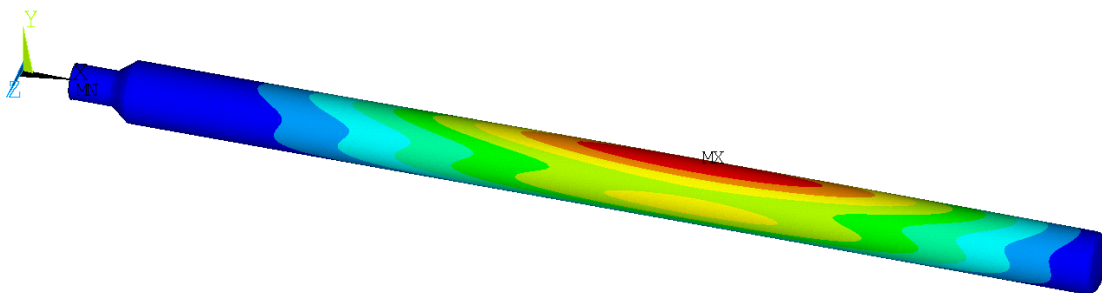
9.4.1.1 A-D110-SDR17-BI-EL-LSTAB

Analýza lineární stability modelu A-D110-SDR17-BI-EL-LSTAB byla provedena pomocí Block-Lanczosovy metody [42]. První vlastní tvar je zobrazen na obr. 9.28. Kritický vnější tlak určený na základě prvního vlastního čísla ($\lambda = 0,169$) je $p_{e,crit} = 0,676$ MPa, což přibližně odpovídá výsledkům experimentů, viz kap. 8.3.



Obr. 9.28 První vlastní tvar (první vlastní číslo $\lambda = 0,169$) určený výpočtem lineární stability pro numerický model A-D110-SDR17-BI-EL-LSTAB

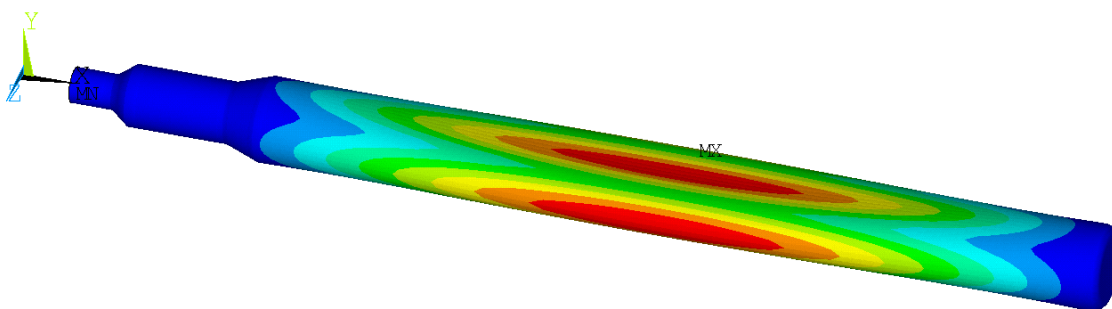
Na základě prvního vlastního tvaru potrubí byla (jak je uvedeno výše) definována imperfekce pro nelineární analýzy. Získaný první vlastní tvar způsobuje ovalitu potrubí. Tento tvar je symetrický podle rovin xy a xz . V reálném případě většinou není potrubí ideálně symetrické ani podle jedné z těchto rovin. Byla proto snaha vytvořit geometrickou imperfekci, která je navíc nesymetrická alespoň podle roviny xz , pro potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17. Její tvar znovu vychází z výpočtu lineární stability, avšak tentokrát bylo navíc v modelu zabráněno posunutím téměř všem uzlům ve směru normály k povrchu potrubí, jejichž souřadnice y je záporná. Získaný první vlastní tvar je na obr. 9.29. První vlastní číslo $\lambda = 0,172$ a je pouze o trochu vyšší než v předchozím v případě ($\lambda = 0,169$). Odpovídající kritický vnější tlak je tedy $p_{e,crit} = 0,688$ MPa.



Obr. 9.29 První vlastní tvar (první vlastní číslo $\lambda = 0,172$) pro nesymetrickou imperfekci určený výpočtem lineární stability pro potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 [42]

9.4.1.2 A-D160-SDR11-BI-EL-LSTAB

Pro numerický model A-D160-SDR11-BI-EL-LSTAB je první vlastní tvar zobrazen na obr. 9.30. Kritický vnější tlak určený na základě prvního vlastního čísla ($\lambda = 0,648$) je $p_{e,crit} = 2,592$ MPa, což je o trochu vyšší hodnota, než jaká byla získána v experimentech, viz kap. 8.3.

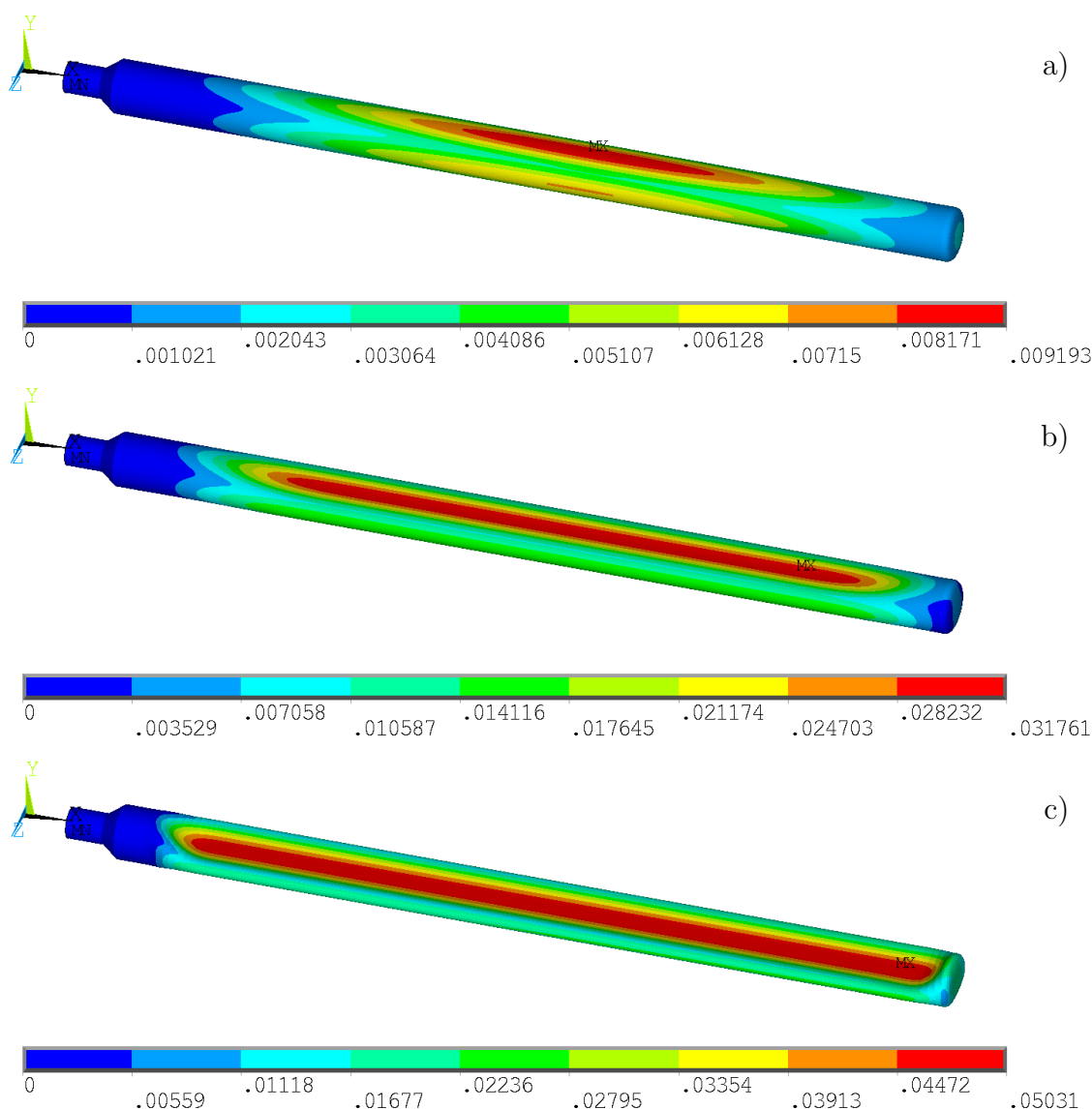


Obr. 9.30 První vlastní tvar (první vlastní číslo $\lambda = 0,648$) určený výpočtem lineární stability numerický model A-D160-SDR11-BI-EL-LSTAB

Na základě tohoto prvního vlastního tvaru potrubí byla (jak je uvedeno výše) definována symetrická imperfekce pro nelineární analýzy.

9.4.1.3 A-D110-SDR17-SI-EL-STAT

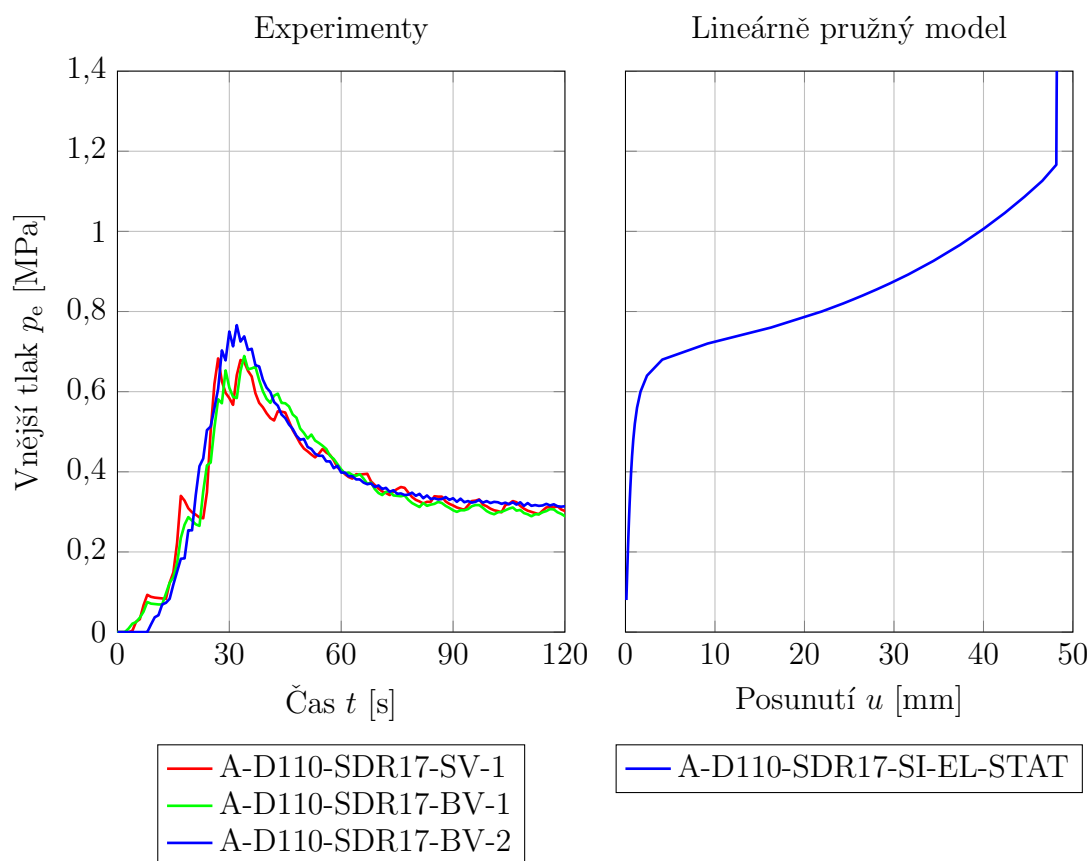
Analýzou pomocí numerického modelu A-D110-SDR17-SI-EL-STAT bylo určeno následující chování potrubí. Při ztrátě stability došlo k rozvoji posunutí zejména uprostřed potrubí, viz obr. 9.31 a). Dále se posunutí velmi rychle rozšířilo po celé délce potrubí, viz obr. 9.31 b). Následně se dále zvětšovalo, až došlo k dotyku vnitřního povrchu potrubí téměř po celé jeho délce, viz obr. 9.31 c). Takový vývoj posunutí neodpovídá výsledkům experimentů, u kterých se deformace (zvětšení posunutí) koncentrovala nejprve uprostřed potrubí. V tomto místě došlo následně k dotyku vnitřního povrchu potrubí a až poté se deformace šířila po jeho celé délce, viz kap. 8.3.



Obr. 9.31 Vývoj celkového posunutí určený numerickým modelem A-D110-SDR17-SI-EL-STAT a) při tlaku $p_e = 721$ kPa, b) při tlaku $p_e = 892$ kPa, c) při tlaku $p_e = 2962$ kPa

Porovnání výsledků z experimentů a numerického modelu A-D110-SDR17-SI-EL-

STAT je uvedeno na obr. 9.32. Výsledky numerické simulace jsou v pravém grafu. Ke ztrátě stability došlo přibližně při $p_{e,crit} \approx 650$ kPa. Tato hodnota je přibližně o 50 kPa nižší než hodnoty získané experimenty. Vnější tlak na potrubí p_e po ztrátě stability i nadále rostl až se vnitřní povrchy potrubí vzájemně dotkly. Stav po dotyku vnitřních povrchů potrubí je v grafu zaznamenán téměř svislou částí závislosti vnějšího tlaku na posunutí.



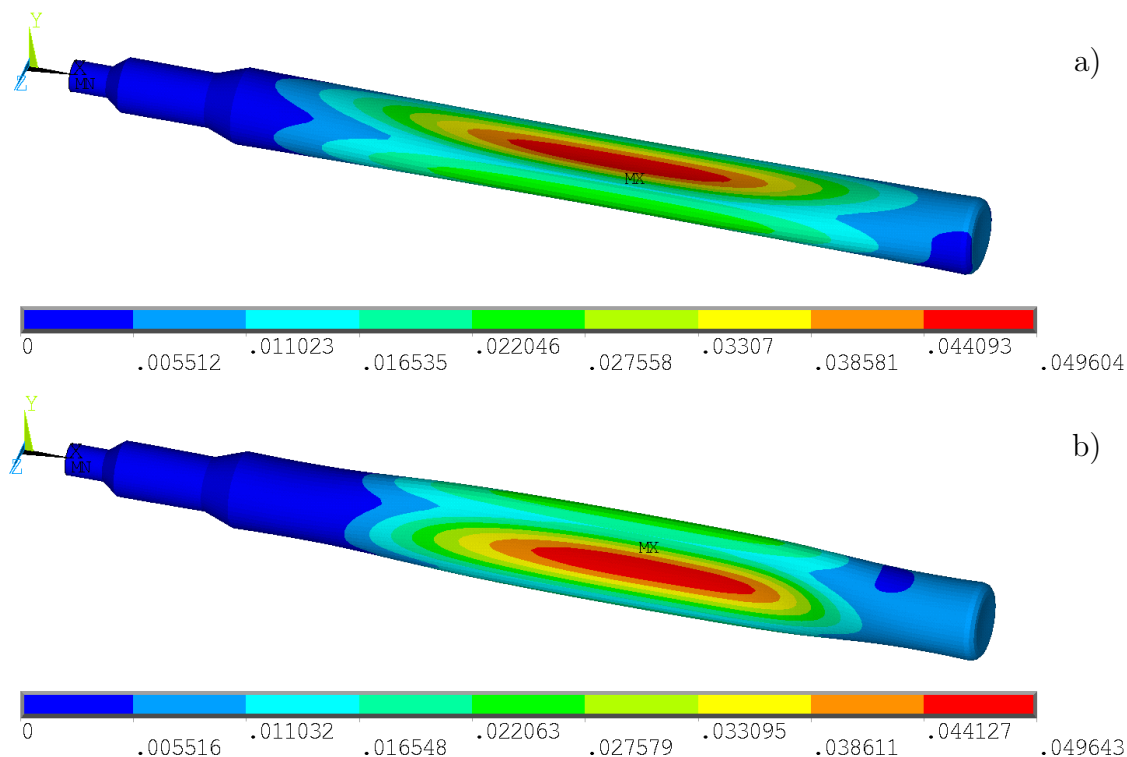
Obr. 9.32 Porovnání vnějšího tlaku při ztrátě stability potrubí určeného experimenty a numerickým modelem A-D110-SDR17-SI-EL-STAT

9.4.1.4 A-D160-SDR11-SI-EL-DYN

Nejdříve byla provedena statická nelineární analýza numerického modelu A-D160-SDR11-SI-EL-STAT s použitím Newtonovy-Raphsonovy metody. Nicméně nastaly konvergenční problémy a výpočet se nedokončil. Konvergenční problémy nastaly při aplikaci zatížení vnějším tlakem $p_e = 2,77$ MPa, což je větší zatížení, než při kterém došlo v experimentech ke ztrátě stability potrubí. Výpočet neumožnil zjistit tvar deformovaného potrubí po ztrátě stability. Bylo proto zvoleno řešení pomocí dynamické analýzy.

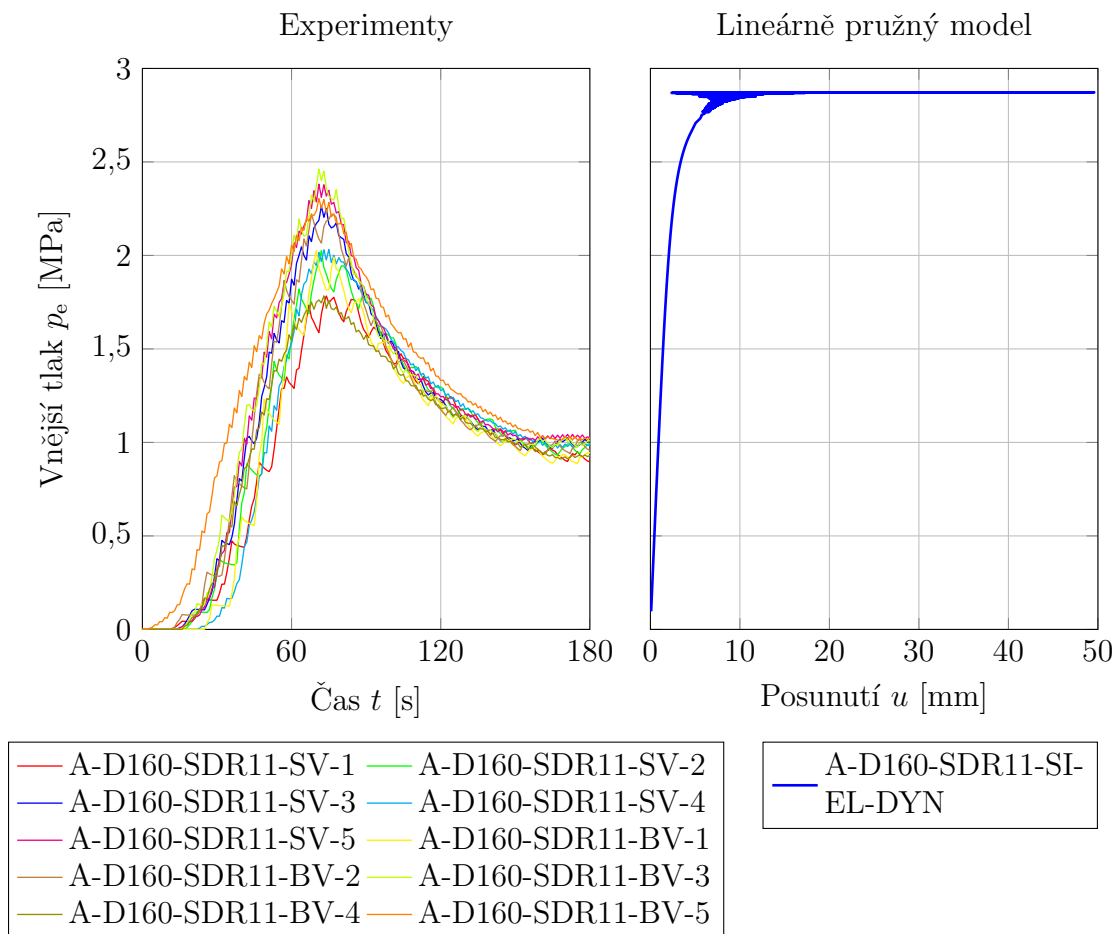
Při ztrátě stability numerického modelu A-D160-SDR11-SI-EL-DYN docházelo k rozkmitávání potrubí, které neustávalo až do konce výpočtu, který nastal z důvodu konvergenčních problémů po dotyku vnitřního povrchu potrubí. Kmitání potrubí je znázorněno na obr. 9.33. Jsou zde zobrazeny dva stavy potrubí, první stav je po aplikaci vnějšího tlaku $p_e = 2871,98$ kPa a druhý stav je po aplikaci vnějšího tlaku

$p_e = 2872,03$ kPa. Takové chování nebylo v experimentech pozorováno a může být způsobeno použitým materiálovým modelem, který nezohledňuje jak plastické, tak viskózní chování reálného materiálu.



Obr. 9.33 Vývoj celkového posunutí určený numerickým modelem A-D160-SDR11-SI-EL-DYN a) při tlaku $p_e = 2871,98$ kPa, b) při tlaku $p_e = 2872,03$ kPa

Na obr. 9.34 je uvedeno srovnání výsledků z experimentů a numerické simulace modelu A-D160-SDR11-SI-EL-DYN. Z výsledků vyplývá, že ztráta stability určená numerickou simulací nastala při vnějším tlaku $p_{e,crit} \approx 2,87$ MPa, což je vyšší hodnota než maximální hodnota získaná z experimentů.

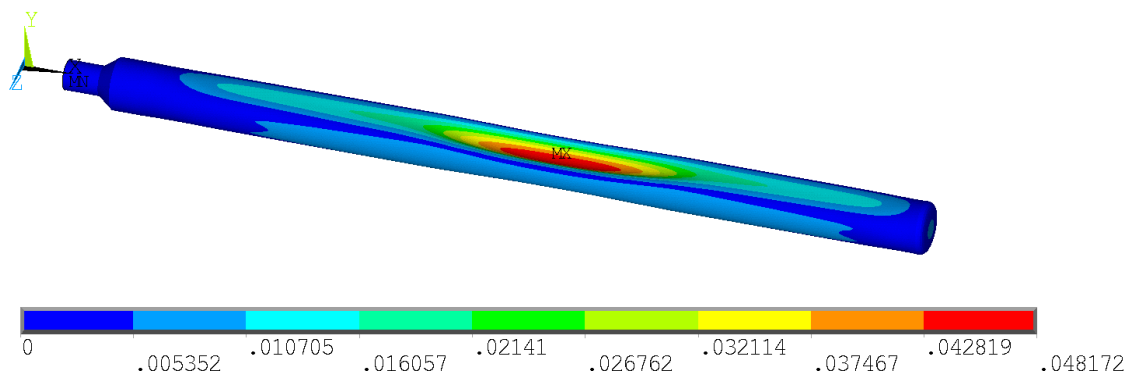


Obr. 9.34 Porovnání vnějšího tlaku při ztrátě stability potrubí určeného experimenty a numerickým modelem A-D160-SDR11-SI-EL-DYN

9.4.1.5 B-D110-SDR17-SI-EL-DYN

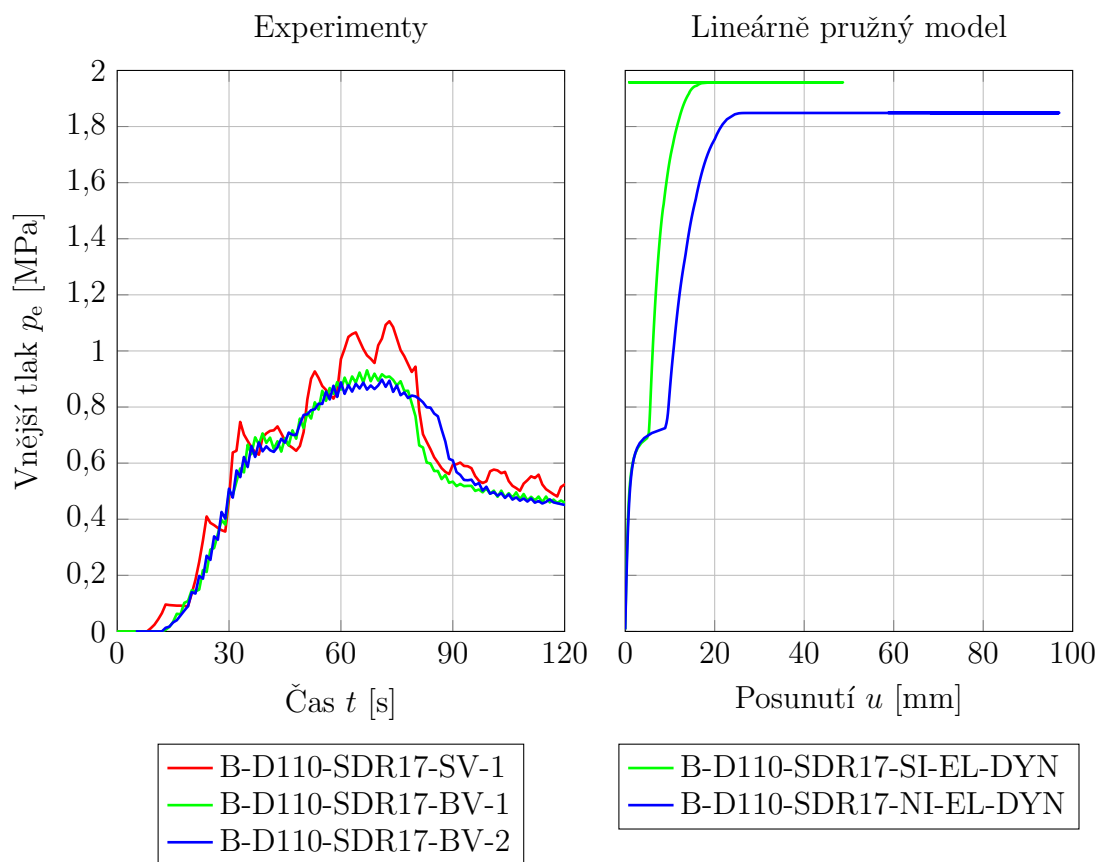
Nejdříve byla provedena statická analýza numerického modelu B-D110-SDR17-SI-EL-STAT. U této analýzy nastaly konvergenční problémy při druhé ztrátě stability potrubí. Proto byla provedena dynamická analýza numerického modelu B-D110-SDR17-SI-EL-DYN, která umožnila určit stavy potrubí po druhé ztrátě stability. U numerického modelu B-D110-SDR17-SI-EL-DYN byly setrvačné síly do výpočtu zahrnuty až před druhou ztrátou stability potrubí z důvodu snížení výpočtového času.

V počáteční fázi zatěžování nedošlo k výraznější deformaci potrubí. Ta nastala až po dosažení kritického vnější tlaku při první ztrátě stability $p_{e,crit,1}$. Uprostřed potrubí se průřez termoplastového potrubí zovalizoval a následně opřel o vnitřní povrch ocelového potrubí. Ovalizace potrubí se následně rozšířila po jeho celé délce. Poté nedocházelo k výraznější deformaci potrubí. Ta nastala až po dosažení kritického vnější tlaku při druhé ztrátě stability $p_{e,crit,2}$. V omezené oblasti uprostřed potrubí došlo k prolomení stěn na obou stranách potrubí a následnému dotyku uprostřed. Tento stav je zobrazen na obr. 9.35. Následně však došlo k rozkmitání potrubí a numerickým modelem byly určeny deformace potrubí, které neodpovídají experimentům.



Obr. 9.35 Celkové posunutí při tlaku $p_e = 1956,8$ kPa určené numerickým modelem B-D110-SDR17-SI-EL-DYN

Srovnání výsledků z experimentů a numerického modelu je uvedeno na obr. 9.36. První ztráta stability nastala po dosažení vnějšího tlaku $p_{e,crit,1} \approx 650$ kPa, což odpovídá numerické simulaci trubky umístěné volně (varianta A), viz kap. 9.4.1.3. Po ztrátě stability došlo k rozvoji posunutí u , který se však výrazně zpomalil při hodnotě $u = 5,3$ mm. Vnější tlak p_e poté výrazně rostl aniž by došlo k výraznému posunutí potrubí. Až po aplikaci vnějšího kritického tlaku $p_{e,crit,2} \approx 1,96$ MPa došlo ke druhé ztrátě stability termoplastového potrubí. Tento vnější tlak převyšuje přibližně 2-krát hodnotu určenou experimenty.

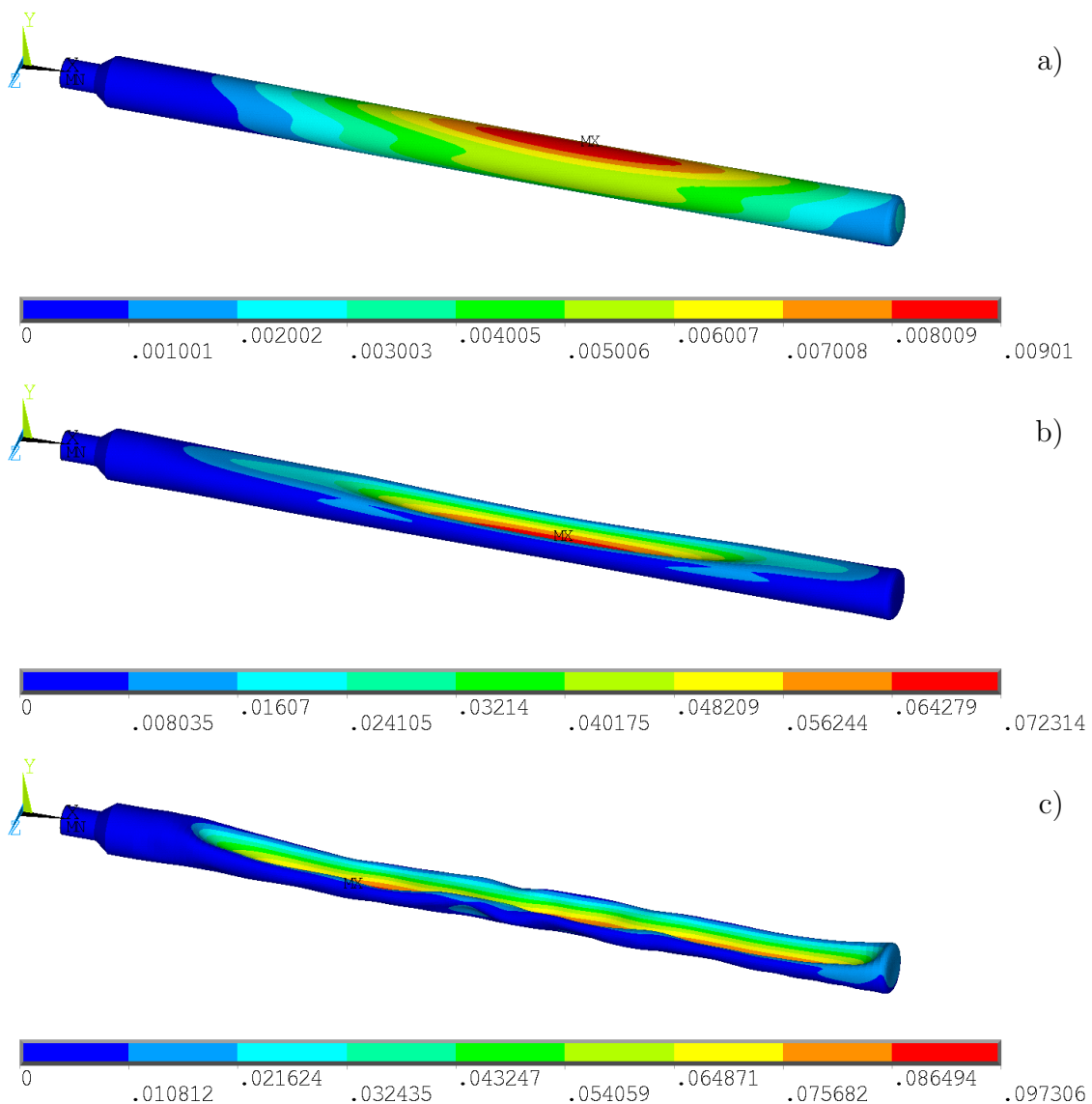


Obr. 9.36 Porovnání vnějšího tlaku při ztrátě stability potrubí určeného experimenty a numerickými modely B-D110-SDR17-SI-EL-DYN a B-D110-SDR17-NI-EL-DYN

9.4.1.6 B-D110-SDR17-NI-EL-DYN

Analýza numerického modelu B-D110-SDR17-NI-EL-DYN byla provedena jako dynamická. Setrvačné síly byly do výpočtu zahrnuty až před druhou ztrátou stability potrubí z důvodu snížení výpočtového času.

V počáteční fázi zatěžování nedošlo k výraznější deformaci potrubí. Po první ztrátě stability však došlo k výraznějšímu rozvoji deformace. Ta se zpočátku rozvíjela zejména uprostřed potrubí a na straně, na které byla vnesena nesymetrická geometrická imperfekce, viz obr. 9.37 a). Tato deformace se velmi rychle rozšířila po celé délce potrubí. Její velikost se zvětšovala jen mírně, až do druhé ztráty stability. Při té došlo k prolomení stěny potrubí, a to pouze na jedné straně trubky, na které byla vnesena nesymetrická imperfekce, viz obr. 9.37 b). Průřez potrubí tedy získal



Obr. 9.37 Vývoj celkového posunutí určený numerickým modelem B-D110-SDR17-NI-EL-DYN b) při tlaku $p_e = 1848,39$ kPa, c) při tlaku $p_e = 1848,78$ kPa

v tomto místě tvar "U". K prolomení došlo na delší části trubky. Následně se však tato deformace rozšířila po celé délce trubky. Od druhé ztráty stability po výslednou deformaci potrubí probíhalo vše v rámci setin sekundy. Navíc došlo k mírnému rozkmitání potrubí, ne však tak výraznému jako v případě numerického modelu trubky se symetrickou imperfekcí. Výsledný tvar, viz obr. 9.37 c), sice přibližně odpovídá experimentům, ale chování potrubí a hodnoty vnějšího tlaku nikoliv.

Srovnání experimentů a numerických modelů se symetrickou a nesymetrickou imperfekcí je uvedeno na obr. 9.36. První ztráta stability nastala u obou experimentů přibližně při stejné hodnotě kritického vnějšího tlaku $p_{e,crit} \approx 650$ kPa, který odpovídá numerické simulaci trubky umístěné volně (varianta A), viz kap. 9.4.1.3. Následně došlo u obou modelů k výraznějšímu nárůstu posunutí u . U modelu s nesymetrickou imperfekcí se tento nárůst výrazně zpomalil až při hodnotě $u = 9$ mm, což je mnohem vyšší hodnota oproti modelu se symetrickou imperfekcí. Poté došlo k nárůstu vnějšího tlaku při malém zvětšování posunutí u až do druhé ztráty stability, která nastala při vnějším tlaku $p_{e,crit,2} \approx 1,85$ MPa. Jedná se tedy o nižší hodnotu než u modelu se symetrickou imperfekcí. Tato hodnota však stále výrazně převyšuje hodnotu určenou experimenty. Je možné si všimnout, že posunutí při dotyku vnitřního povrchu termoplastového potrubí je u modelu s nesymetrickou imperfekcí přibližně dvojnásobné oproti modelu se symetrickou imperfekcí.

9.4.2 Numerické modely s pružnoplastickým chováním

Pružnoplastické materiálové modely byly definovány na základě tahových experimentálních zkoušek, viz kap. 8.1 a kap. 9.1. Pro každou rychlost zatěžování, která byla experimentálně zkoušena, byl vytvořen jeden pružnoplastický model s izotropním zpevněním a jeden s kinematickým zpevněním. Modely byly definovány na základě určené závislosti skutečného napětí na logaritmické deformaci, viz obr. 9.2. Z těchto závislostí byl pro každou rychlost zatěžování určen sečný modul pružnosti tak, aby procházel deformační křivkou při napětí 6 MPa. Plastické modely byly zadány s multilineárním zpevněním. Multilineární zpevnění je možné zadat pomocí diskrétní závislosti napětí na plastické deformaci. Tato závislost byla definována pro každý pružnoplastický model určený pro specifickou rychlost zatěžování na základě odpovídající závislosti skutečného napětí na logaritmické deformaci. Závislost skutečného napětí na logaritmické deformaci byla nejprve převedena na závislost napětí na plastické deformaci, která byla následně od úrovně 6 MPa zadána diskrétními body do multilineární funkce zpevnění.

U statických analýz numerických modelů s pružnoplastickým chováním nastávaly konvergenční problémy buď při první nebo při druhé ztrátě stability. Proto byly uvažovány tyto numerické modely:

- A-D110-SDR17-SI-PP-DYN,
- A-D160-SDR11-SI-PP-DYN,
- B-D110-SDR17-SI-PP-DYN,
- B-D110-SDR17-NI-PP-DYN,

přičemž výsledky byly porovnávány s výsledky experimentů. Značení numerických modelů je dle tab. 9.1.

9.4.2.1 A-D110-SDR17-SI-PP-DYN

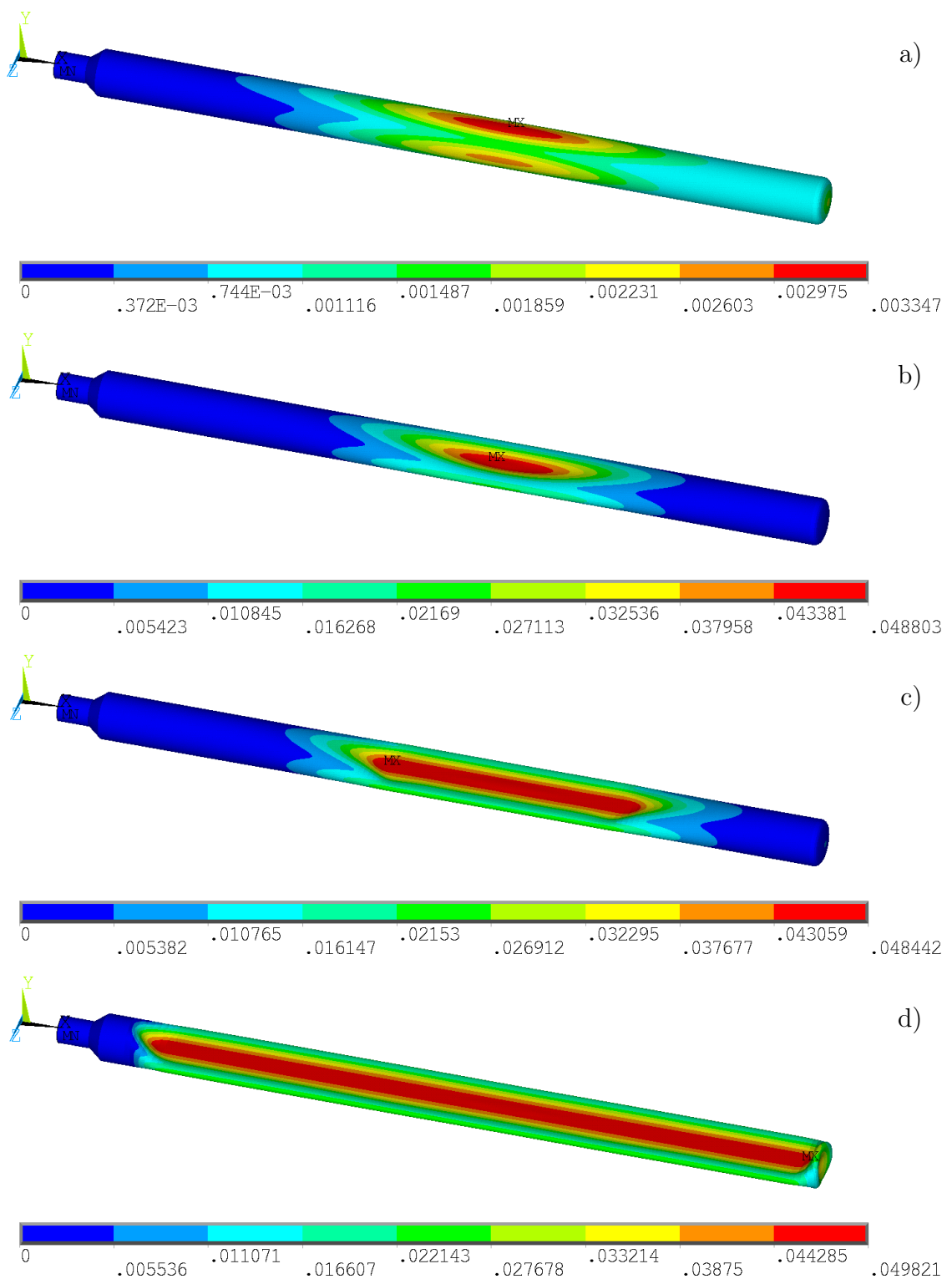
Analýza numerického modelu A-D110-SDR17-SI-PP-DYN byla provedena jako dynamická, z důvodu konvergenčních problémů při ztrátě stability potrubí. Setrvačné síly však byly zohledněny pouze při ztrátě stability z důvodu snížení výpočtových časů. Analýzy byly provedeny pro čtyři numerické modely:

- A-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R1-DYN,
- A-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R16-DYN,
- A-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R1-DYN,
- A-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN.

Při ztrátě stability potrubí došlo podle všech použitých numerických modelů rozvoji posunutí zejména uprostřed potrubí, viz obr. 9.38 a). U numerických modelů A-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R1-DYN, A-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R1-DYN a A-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN došlo ke zmáčknutí potrubí v lokální oblasti uprostřed ve tvaru na obr. 9.38 b). Tato deformace se následně šířila po celé délce potrubí, viz obr. 9.38 c), d). U numerického modelu A-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R1-DYN docházelo k mírnému kmitání potrubí. Nejlépe experimentům odpovídal numerický model A-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN. Na obr. 9.38 je zobrazen vývoj celkového posunutí na potrubí určený dle tohoto numerického modelu.

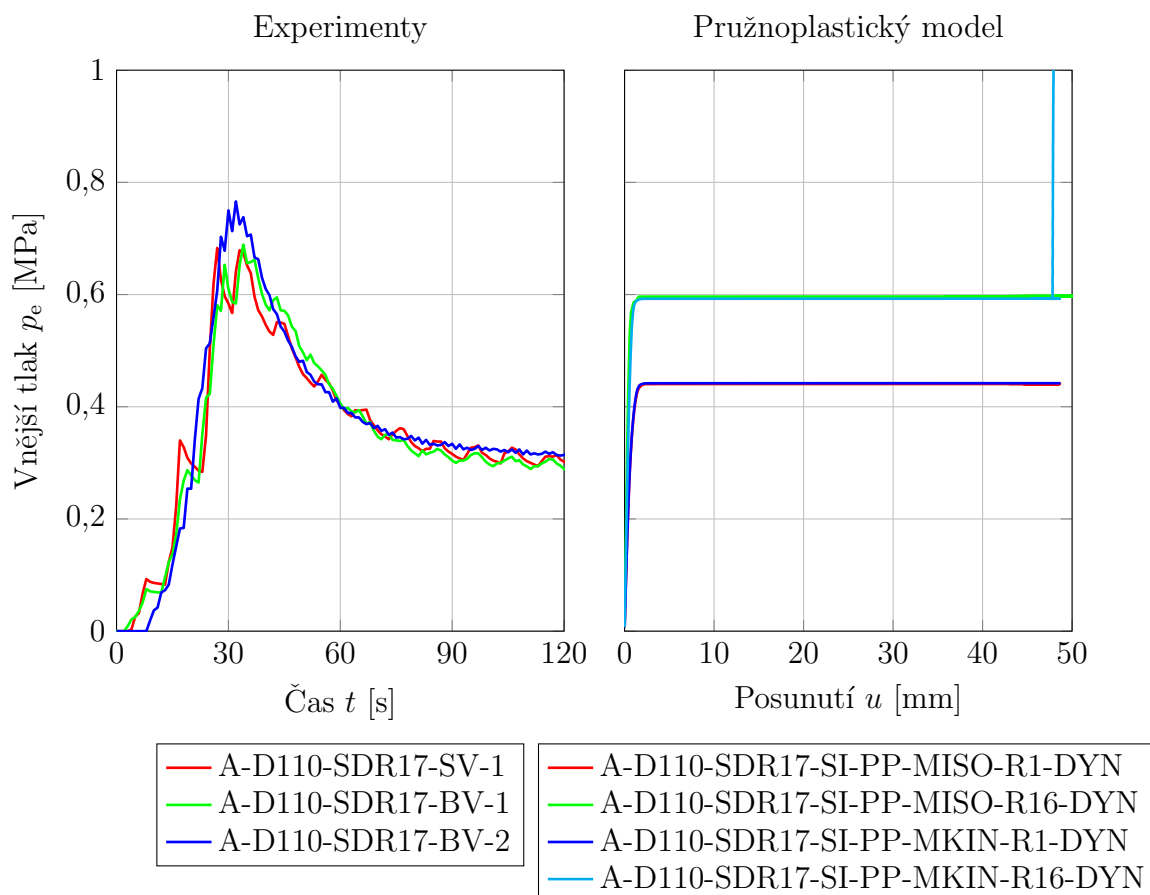
U numerického modelu A-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R16-DYN došlo po první ztrátě stability ke zmáčknutí potrubí v kolmém směru oproti ostatním numerickým modelům, pro které je tvar deformace zobrazen na obr. 9.38 b). Největší posunutí dle tohoto numerického modelu bylo tedy ve směru osy z nikoliv y . Největší posunutí tedy nastalo v kolmém směru než v jakém byla vnesena počáteční geometrická imperfekce. Takové chování také nebylo v experimentech pozorováno.

Srovnání výsledků z experimentů a numerických modelů je uvedeno na obr. 9.39. V pravém grafu jsou uvedeny výsledky numerických simulací pro pružnoplastické modely s izotropním a kinematickým zpevněním, které byly definovány na základě závislostí skutečných napětí na logaritmických deformacích určených při různých rychlostech zatěžování. Z výsledků numerických analýz vyplývá, že ztráta stability určená pomocí numerických modelů A-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R16-DYN a A-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN nastala po aplikaci vnějšího tlaku $p_{e,crit} \approx 0,6$ MPa a ztráta stability určená pomocí numerických modelů A-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R1-DYN a A-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R1-DYN nastala po aplikaci vnějšího tlaku $p_{e,crit} \approx 0,44$ MPa. Rozdíl těchto kritických vnějších tlaků je významný. Experimentům nejvíce odpovídají modely A-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R16-DYN a A-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN. Výsledné závislosti vnějšího tlaku p_e na posunutí u se pro izotropní a kinematické zpevnění v tomto případě neliší.



Obr. 9.38 Vývoj celkového posunutí určený numerickým modelem A-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN a) při tlaku $p_e = 592,51$ kPa, b) při tlaku $p_e = 592,63$ kPa, c) při tlaku $p_e = 592,66$ kPa, d) při tlaku $p_e = 1555,74$ kPa

Dále je možné si všimnout, že po ztrátě stability nedochází ihned k nárůstu vnějšího tlaku, jako v případě, kdy byl použit lineárně pružný materiál, viz obr. 9.32. Nejprve dochází k značnému nárůstu posunutí a až poté ke strmému nárůstu tlaku. Způsobeno je to tím, že od ztráty stability potrubí po dotyk vnitřního povrchu potrubí a zmáčknutí potrubí po celé délce se jednalo o velice rychlý děj v rámci setin sekundy. V experimentu probíhal celý tento děj v rámci minut, nicméně po ztrátě stability došlo ke snížení vnějšího tlaku, což v numerické simulaci nebylo provedeno. Důvodem také může být nezohlednění viskózního chování materiálu.



Obr. 9.39 Porovnání vnějšího tlaku při ztrátě stability potrubí určeného experimenty a numerickými modely A-D110-SDR17-SI-PP-DYN

9.4.2.2 A-D160-SDR11-SI-PP-DYN

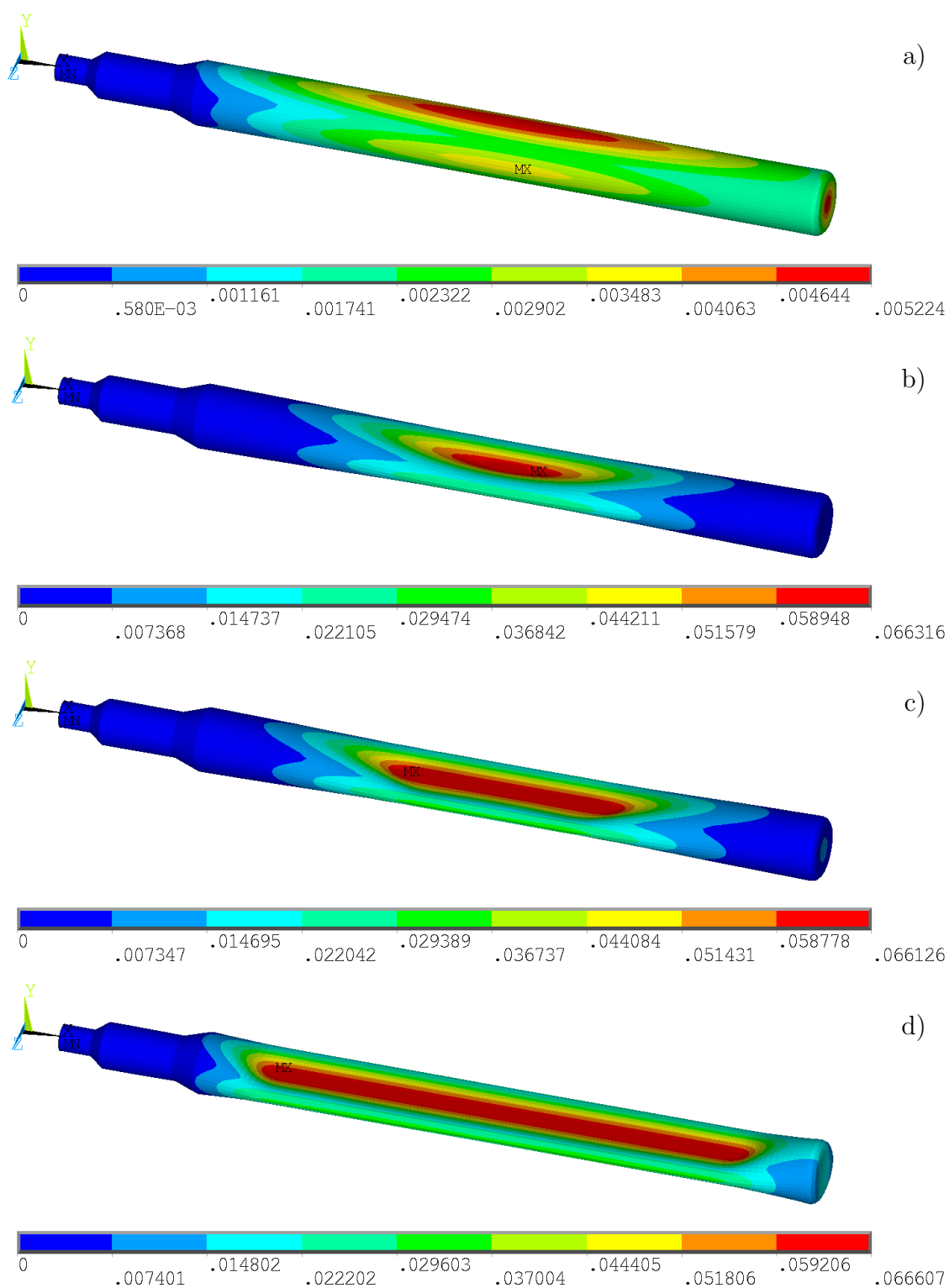
Analýza numerického modelu A-D160-SDR11-SI-PP-DYN byla provedena jako dynamická z důvodu konvergenčních problémů při ztrátě stability potrubí. Setrvačné síly však byly zohledněny pouze při ztrátě stability z důvodu snížení výpočtového času. Analýzy byly provedeny pro čtyři numerické modely:

- A-D160-SDR11-SI-PP-MISO-R1-DYN,
- A-D160-SDR11-SI-PP-MISO-R16-DYN,
- A-D160-SDR11-SI-PP-MKIN-R1-DYN,

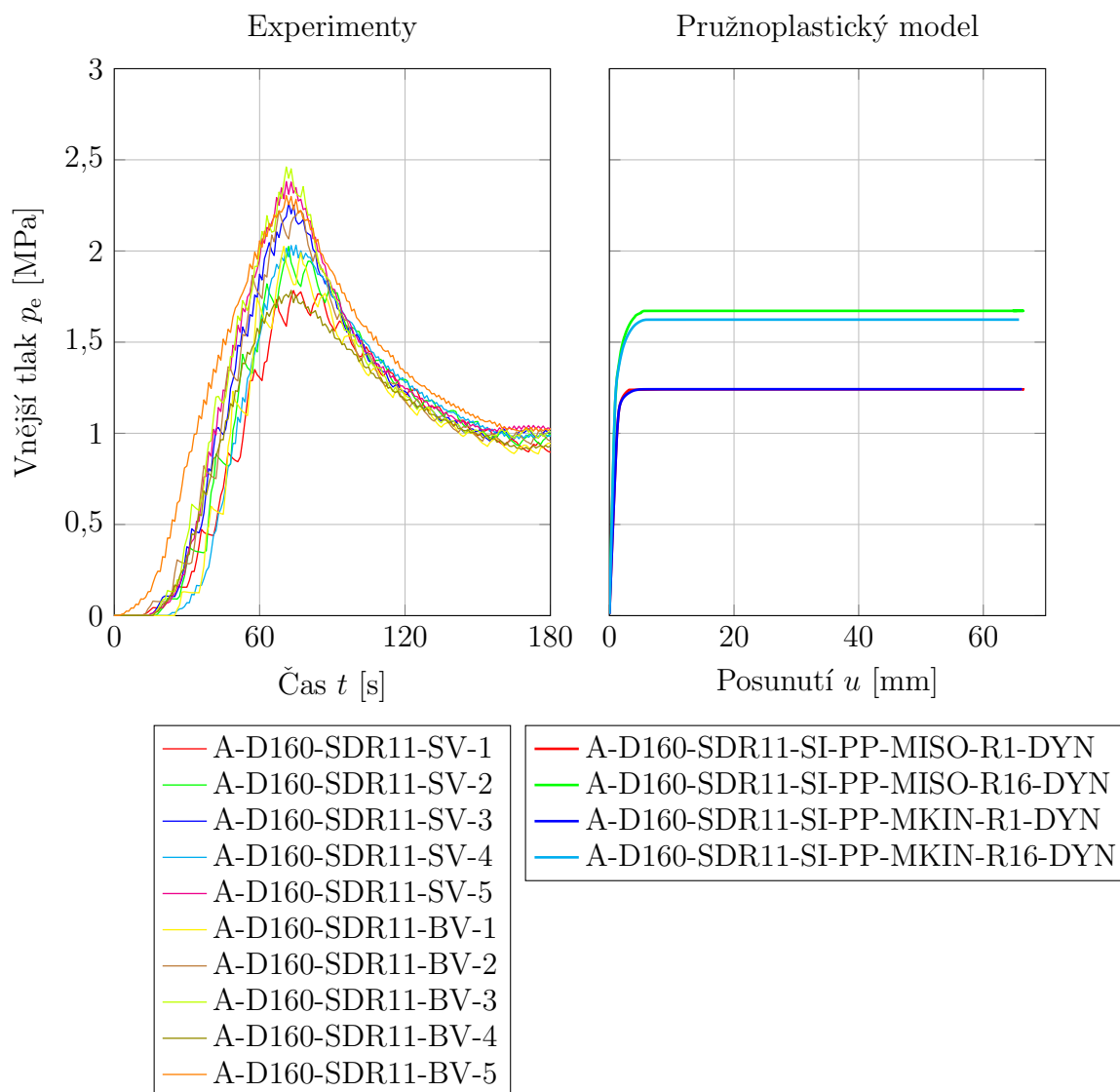
- A-D160-SDR11-SI-PP-MKIN-R16-DYN.

Všechny varianty numerického modelu A-D160-SDR11-SI-PP-DYN vykazovaly stejný vývoj deformace po dotyk vnitřního povrchu potrubí. Poté nastaly u všech modelů konvergenční problémy. Pro určení dalšího vývoje bylo možné snížit časový krok numerické analýzy, avšak důsledkem bylo významné zvýšení výpočtového času. Proto tento postup byl proveden pouze pro jednu variantu numerického modelu, a to pro A-D160-SDR11-SI-PP-MKIN-R16-DYN. Vývoj deformace je na obr. 9.40 a je zřejmé, že je podobný jako u numerického modelu A-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN. Po ztrátě stability došlo ke zmáčknutí potrubí v omezené oblasti uprostřed, viz obr. 9.40 b). Následně se deformace šířila od místa uprostřed potrubí po jeho celé délce, viz obr. 9.40 c), d). Tento průběh deformace odpovídá experimentálním zkouškám až na skutečnost, že při experimentech došlo k opření těchto potrubí o vnitřní povrch tlakové komory. Jelikož tlaková komora nebyla modelována, nebyl tento jev postihnut.

Srovnání výsledků z experimentů a numerických modelů je uvedeno na obr. 9.41. V pravém grafu jsou uvedeny výsledky numerických simulací pro pružnoplastické modely s izotropním a kinematickým zpevněním, které byly definovány na základě závislostí skutečných napětí na logaritmických deformacích určených při různých rychlostech zatěžování. Z výsledků numerických analýz vyplývá, že ztráta stability určená pomocí numerického modelu A-D160-SDR11-SI-PP-MISO-R16-DYN nastala po aplikaci vnějšího tlaku $p_{e,crit} \approx 1,67$ MPa. Vnější tlak při ztrátě stability $p_{e,crit}$ určený pomocí modelu A-D160-SDR11-SI-PP-MKIN-R16-DYN je cca o 50 kPa nižší. Ztráta stability určená dle numerických modelů A-D160-SDR11-SI-PP-MISO-R1-DYN a A-D160-SDR11-SI-PP-MKIN-R1-DYN nastala při vnějším tlaku $p_{e,crit} \approx 1,24$ MPa. Rozdíl těchto kritických vnějších tlaků je významný. Experimentům nejvíce odpovídají modely A-D160-SDR11-SI-PP-MISO-R16-DYN a A-D160-SDR11-SI-PP-MKIN-R16-DYN.



Obr. 9.40 Vývoj celkového posunutí určený numerickým modelem A-D160-SDR11-SI-PP-MKIN-R16-DYN a) při tlaku $p_e = 1618,11$ kPa, b) při tlaku $p_e = 1623,46$ kPa, c) při tlaku $p_e = 1623,48$ kPa, d) při tlaku $p_e = 1623,57$ kPa



Obř. 9.41 Porovnání vnějšiho tlaku při ztrátě stability potrubí určeného experimenty a numerickými modely A-D160-SDR11-SI-PP-DYN

9.4.2.3 B-D110-SDR17-SI-PP-DYN

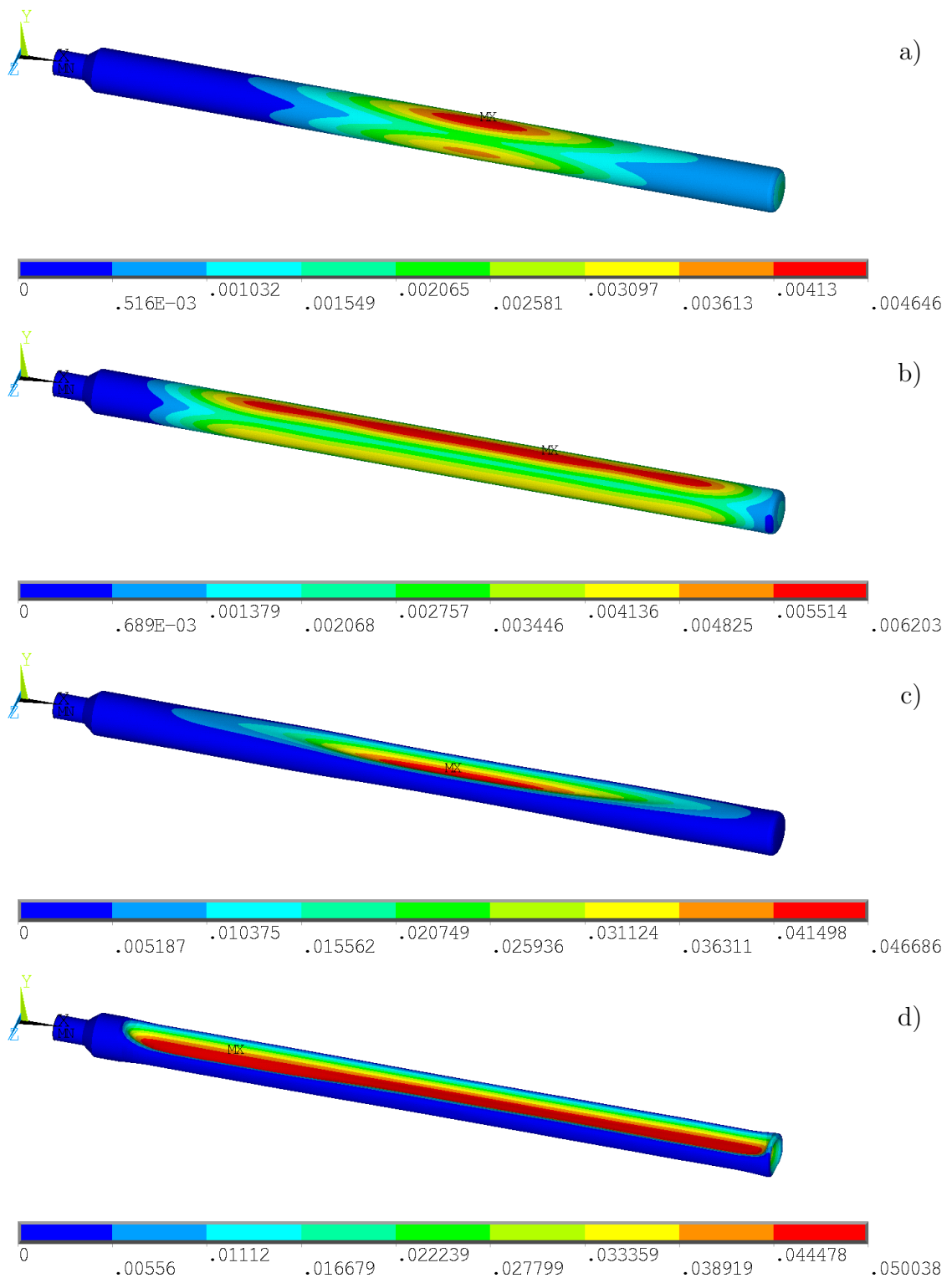
Analýza numerického modelu B-D110-SDR17-SI-PP-DYN byla provedena jako dynamická z důvodu konvergenčních problémů při druhé ztrátě stability potrubí. Setrvačné síly však byly zohledněny pouze při druhé ztrátě stability z důvodu snížení výpočtového času. Analýzy byly provedeny pro čtyři numerické modely:

- B-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R1-DYN,
- B-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R16-DYN,
- B-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R1-DYN,
- B-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN.

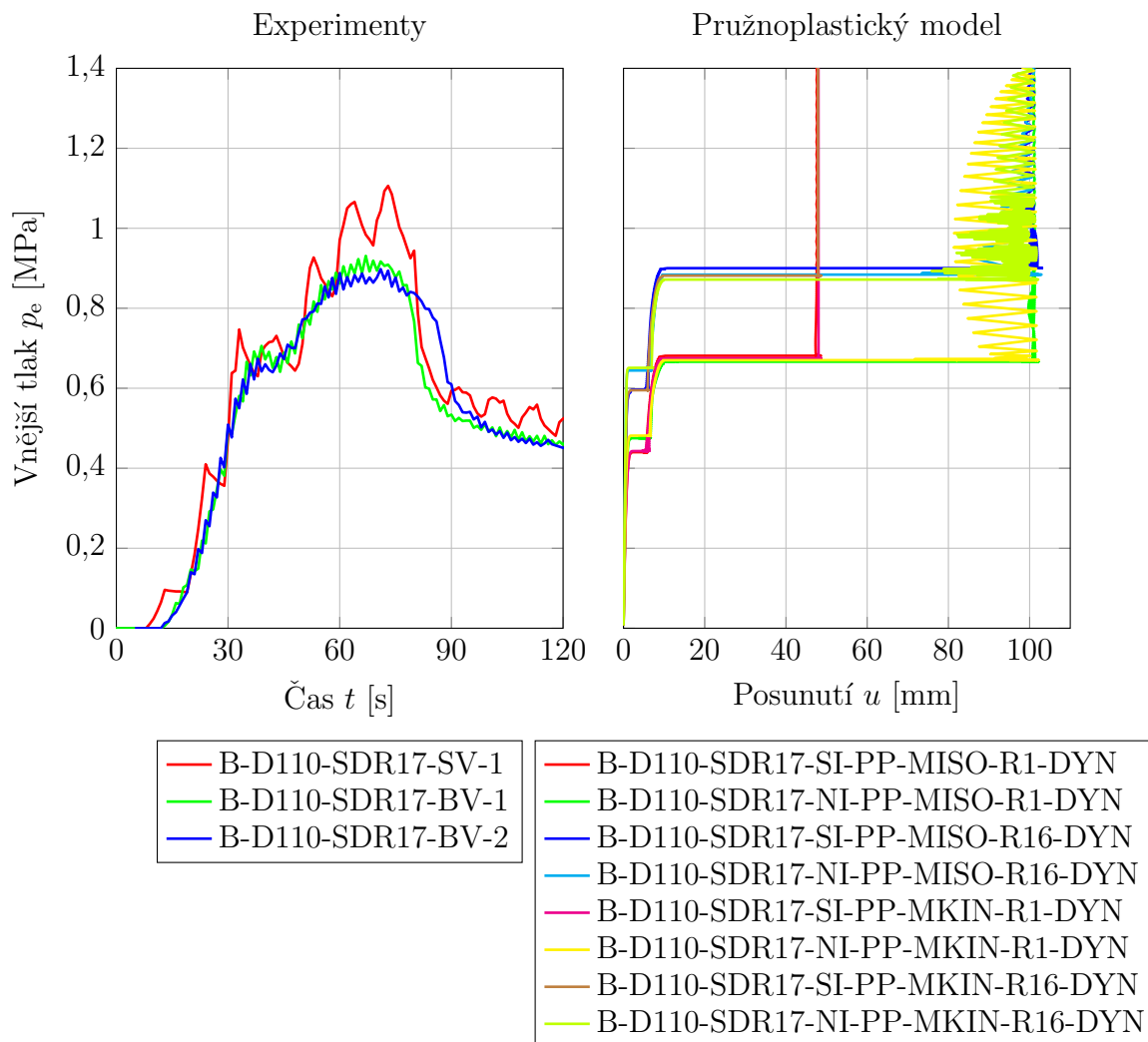
Vývoj deformace byl do druhé ztráty stability potrubí u všech numerických modelů podobný, samozřejmě až na úroveň vnějšiho tlaku při kterém nastávaly

jednotlivé fáze vývoje deformace. Po první ztrátě stability došlo u všech modelů k ovalizaci potrubí zejména v jeho prostřední části. Tento stav je znázorněn u modelu B-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN na obr. 9.42 a). Následně došlo k opření polyethylenového potrubí o vnitřní stěny ocelového potrubí a k ovalizaci termoplastového potrubí po celé jeho délce, viz obr. 9.42 b). Za zvyšování vnějšího tlaku se mírně zvětšovala ovalizace potrubí. Po druhé ztrátě stability potrubí došlo u modelů B-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R1-DYN, B-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R1-DYN, B-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN v omezené oblasti uprostřed potrubí k prolomení stěn na obou stranách potrubí a následnému dotyku uprostřed, viz obr. 9.42 c). U modelu B-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R16-DYN došlo v omezené oblasti uprostřed potrubí k prolomení stěny pouze na jedné straně potrubí. Průřez potrubí byl tedy v tomto místě ve tvaru "U", přestože byla uvažována symetrická počáteční geometrická imperfekce. Důvodem může být mírné rozkmitání potrubí. Následně se u všech modelů deformace z prostřední části potrubí rozšířila po celé jeho délce, viz obr. 9.42 d).

Srovnání výsledků z experimentů a numerických modelů je uvedeno na obr. 9.43. U numerických modelů B-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R16-DYN a B-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN došlo k první ztrátě stability při vnějším tlaku $p_{e,crit,1} \approx 600$ kPa. Druhá ztráta stability nastala u modelu B-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R16-DYN při vnějším tlaku $p_{e,crit,2} \approx 900$ kPa a u modelu B-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN při vnějším tlaku $p_{e,crit,2} \approx 880$ kPa. U numerických modelů B-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R1-DYN a B-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R1-DYN došlo k první ztrátě stability při vnějším tlaku $p_{e,crit,1} \approx 440$ kPa. Druhá ztráta stability nastala u modelu B-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R1-DYN při vnějším tlaku $p_{e,crit,2} \approx 680$ kPa a u modelu B-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R1-DYN při vnějším tlaku $p_{e,crit,2} \approx 670$ kPa. Z výsledků je zřejmé že rozdíl výsledných kritických vnějších tlaků určených modely B-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R16-DYN, B-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN a modely B-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R1-DYN, B-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R1-DYN je významný. Hodnotám kritických vnějších tlaků určených z experimentů více odpovídají hodnoty určené numerickými modely B-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R16-DYN, B-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN.



Obr. 9.42 Vývoj celkového posunutí určený numerickým modelem B-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN a) při tlaku $p_e = 595,134$ kPa, b) při tlaku $p_e = 595,301$ kPa, c) při tlaku $p_e = 881,562$ kPa, d) při tlaku $p_e = 2224,169$ kPa



Obr. 9.43 Porovnání vnějšího tlaku při ztrátě stability potrubí určeného experimenty a numerickými modely B-D110-SDR17-SI-PP-DYN a B-D110-SDR17-NI-PP-DYN

9.4.2.4 B-D110-SDR17-NI-PP-DYN

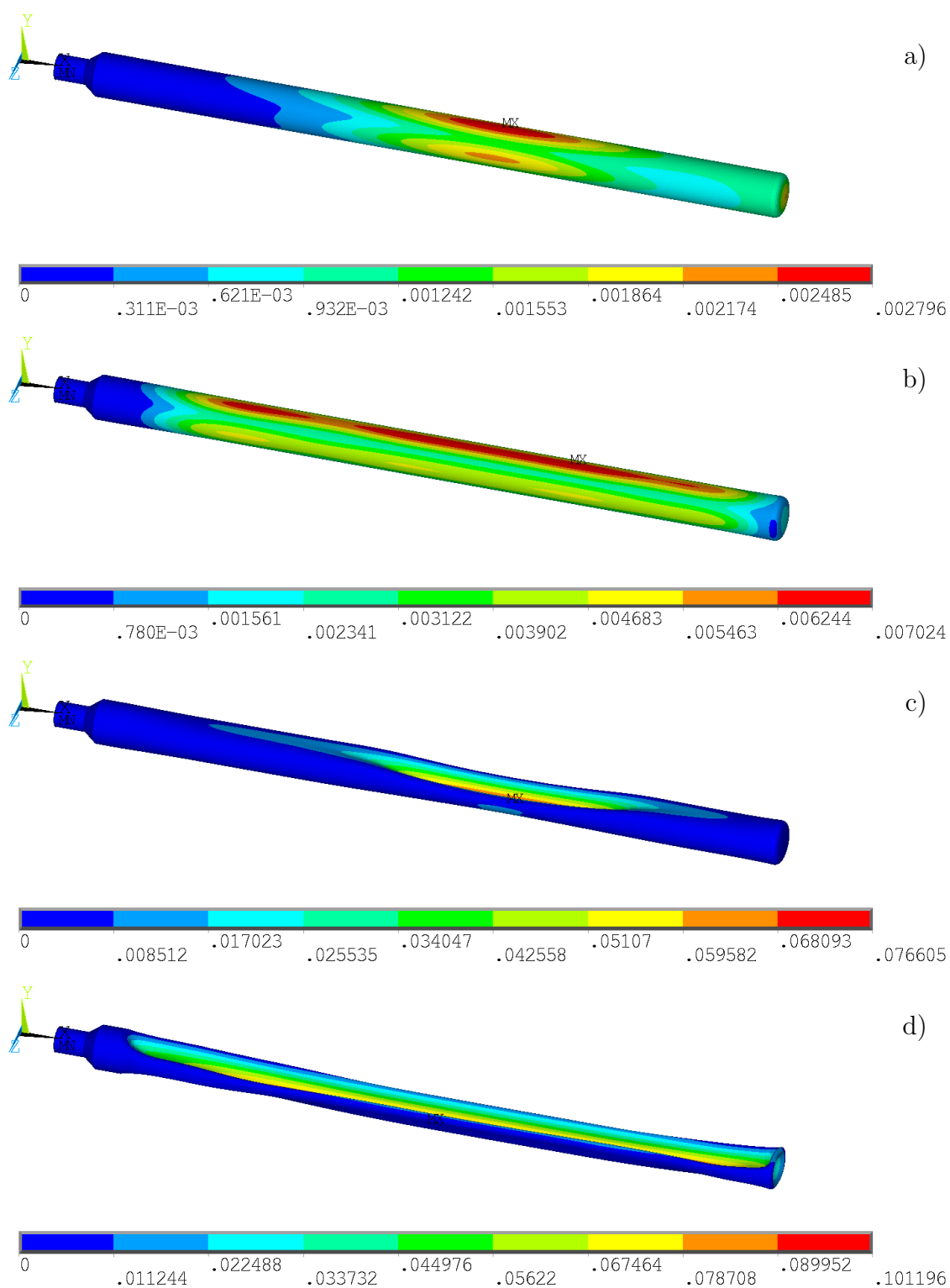
Analýza numerického modelu B-D110-SDR17-NI-PP-DYN byla provedena jako dynamická z důvodu konvergenčních problémů při druhé ztrátě stability potrubí. Setrvačné síly však byly zohledněny pouze při druhé ztrátě stability z důvodu snížení výpočtového času. Analýzy byly provedeny pro čtyři numerické modely:

- B-D110-SDR17-NI-PP-MISO-R1-DYN,
- B-D110-SDR17-NI-PP-MISO-R16-DYN,
- B-D110-SDR17-NI-PP-MKIN-R1-DYN,
- B-D110-SDR17-NI-PP-MKIN-R16-DYN.

Vývoj posunutí či deformací u všech numerických modelů byl až do jeho poslední fáze podobný. Po první ztrátě stability došlo k výraznějšímu rozvoji deformace zejména uprostřed potrubí a na straně, na které byla vnesena

nesymetrická geometrická imperfekce. Tvar deformace je zobrazen pro numerický model B-D110-SDR17-NI-PP-MKIN-R16-DYN na obr. 9.44 a). Po opření potrubí o vnitřní povrch ocelového potrubí se tato deformace rychle rozšířila po celé délce termoplastového potrubí, viz obr. 9.44 b). Za zvyšování vnějšího tlaku se deformace potrubí jen mírně zvětšovala. Při druhé ztrátě stability došlo k prolomení stěny termoplastového potrubí na jeho jedné straně (v místě geometrické imperfekce). Toto prolomení stěny nastalo v omezené oblasti přibližně uprostřed potrubí, viz obr. 9.44 c). Průřez potrubí v tomto místě byl ve tvaru "U". Následně se tato deformace začala šířit po celé délce potrubí. U numerických modelů s kinematickým zpevněním se tato deformace rozšířila až do krajů potrubí, viz obr. 9.44 d). U modelů s izotropním zpevněním došlo během toho k prolomení stěn potrubí jeho v krajních částech a v opačném směru. Průřez potrubí v těchto místech byl tedy ve tvaru obráceného "U". Takové chování nebylo v experimentech pozorováno. Experimentům odpovídá chování modelů s kinematickým zpevněním.

Srovnání výsledků z experimentů a numerických modelů je uvedeno na obr. 9.43. U numerických modelů B-D110-SDR17-NI-PP-MISO-R16-DYN a B-D110-SDR17-NI-PP-MKIN-R16-DYN došlo k první ztrátě stability při vnějším tlaku $p_{e,crit,1} \approx 650$ kPa. Druhá ztráta stability nastala u modelu B-D110-SDR17-NI-PP-MISO-R16-DYN při vnějším tlaku $p_{e,crit,2} \approx 880$ kPa a u modelu B-D110-SDR17-NI-PP-MKIN-R16-DYN při vnějším tlaku $p_{e,crit,2} \approx 870$ kPa. U numerických modelů B-D110-SDR17-NI-PP-MISO-R1-DYN a B-D110-SDR17-NI-PP-MKIN-R1-DYN došlo k první ztrátě stability při vnějším tlaku $p_{e,crit,1} \approx 480$ kPa. Druhá ztráta stability nastala u modelů při vnějším tlaku $p_{e,crit,2} \approx 670$ kPa. Z výsledků je zřejmé že rozdíl výsledných kritických vnějších tlaků určených modely B-D110-SDR17-NI-PP-MISO-R16-DYN, B-D110-SDR17-NI-PP-MKIN-R16-DYN a modely B-D110-SDR17-NI-PP-MISO-R1-DYN, B-D110-SDR17-NI-PP-MKIN-R1-DYN je významný. Hodnotám kritických vnějších tlaků určených z experimentů více odpovídají hodnoty určené numerickými modely B-D110-SDR17-NI-PP-MISO-R16-DYN, B-D110-SDR17-NI-PP-MKIN-R16-DYN.



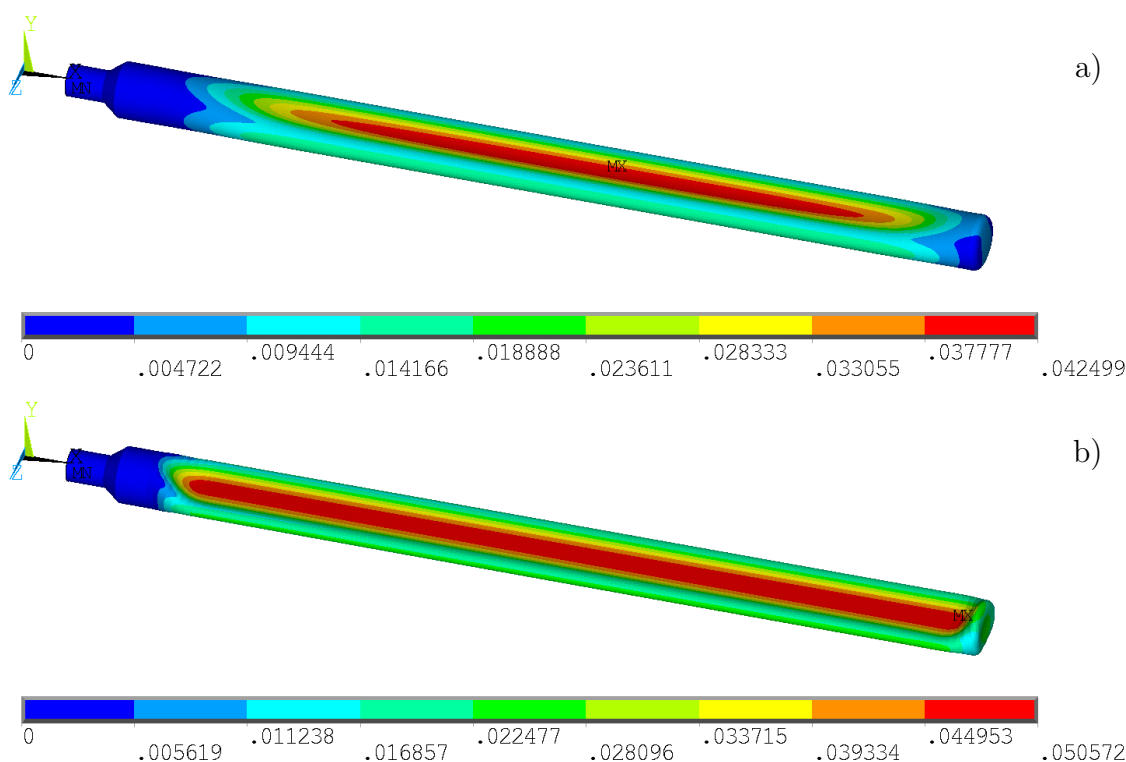
Obr. 9.44 Vývoj celkového posunutí určený numerickým modelem B-D110-SDR17-NI-PP-MKIN-R16-DYN a) při tlaku $p_e = 651,017$ kPa, b) při tlaku $p_e = 651,198$ kPa, c) při tlaku $p_e = 871,813$ kPa, d) při tlaku $p_e = 2036,671$ kPa

9.4.3 Numerické modely s viskoelastickým chováním

Pro numerické modely s viskoelastickým chováním byl použit zobecněný Maxwellův materiálový model. Aproximací závislosti skutečného napětí na logaritmické deformaci (viz obr. 9.2) metodou nejmenších čtverců do logaritmické deformace $\varepsilon_{\text{true}} = 0,001$ byly určeny materiálové parametry, a to modul pružnosti $E = 2018$ MPa, relativní modul $\alpha_1 = 0,6$ a retardační čas $\tau_1 = 0,73$ s [42], [21]. Nejlépe se jevila aproximace s jedním členem Pronyho (Dirichletovy) řady. Dále byl zadán Poissonův součinitel $\nu = 0,38$.

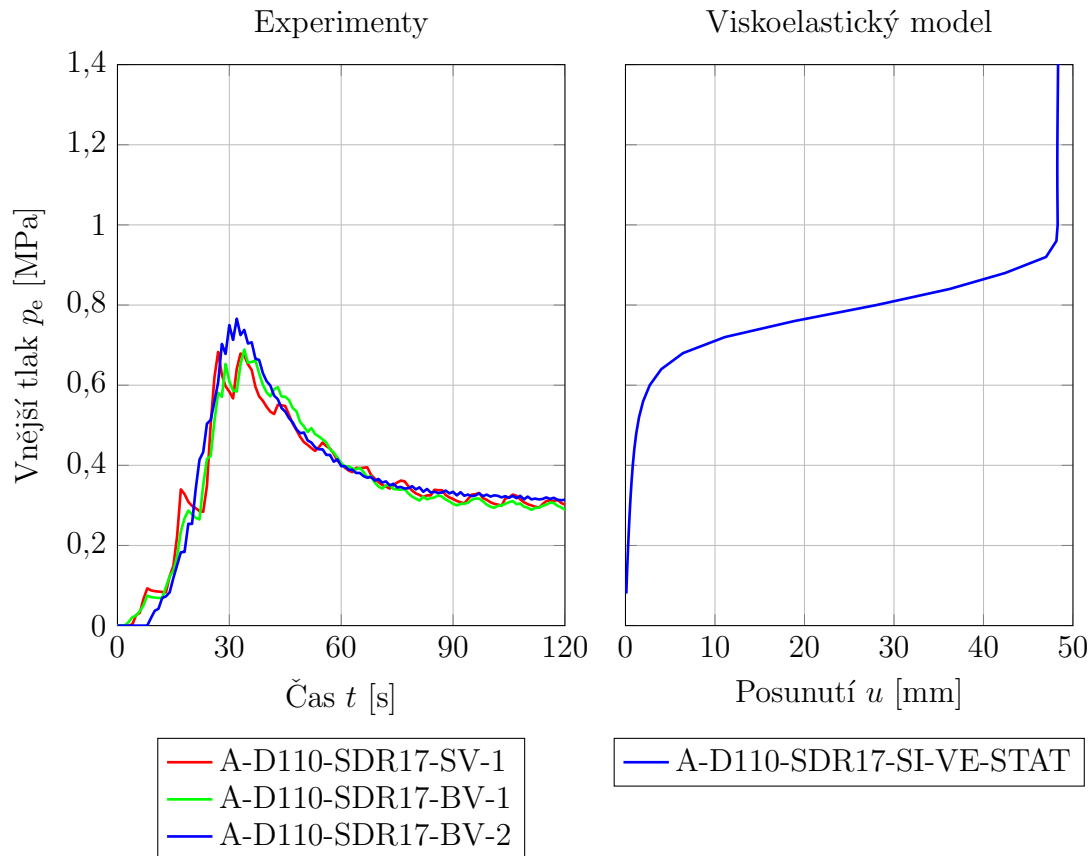
9.4.3.1 A-D110-SDR17-SI-VE-STAT

Analýzou pomocí numerického modelu A-D110-SDR17-SI-VE-STAT bylo určeno podobné chování potrubí jako v případě A-D110-SDR17-SI-EL-STAT. Při ztrátě stability nastal největší nárůst posunutí zejména uprostřed potrubí. Rozvoj posunutí se následně velmi rychle rozšířil po celé délce potrubí, viz obr. 9.45 a). Posunutí se i nadále zvětšovalo po celé délce potrubí, až došlo k dotyku jeho vnitřního povrchu, viz obr. 9.45 b). Takový vývoj posunutí neodpovídá výsledkům experimentů, u kterých se deformace koncentrovala nejprve uprostřed potrubí. V tomto místě došlo následně k dotyku vnitřního povrchu potrubí a až poté se deformace šířila po jeho celé délce, viz kap. 8.3.



Obr. 9.45 Vývoj celkového posunutí určený numerickým modelem A-D110-SDR17-SI-VE-STAT a) při tlaku $p_e = 880$ kPa, b) při tlaku $p_e = 3199$ kPa

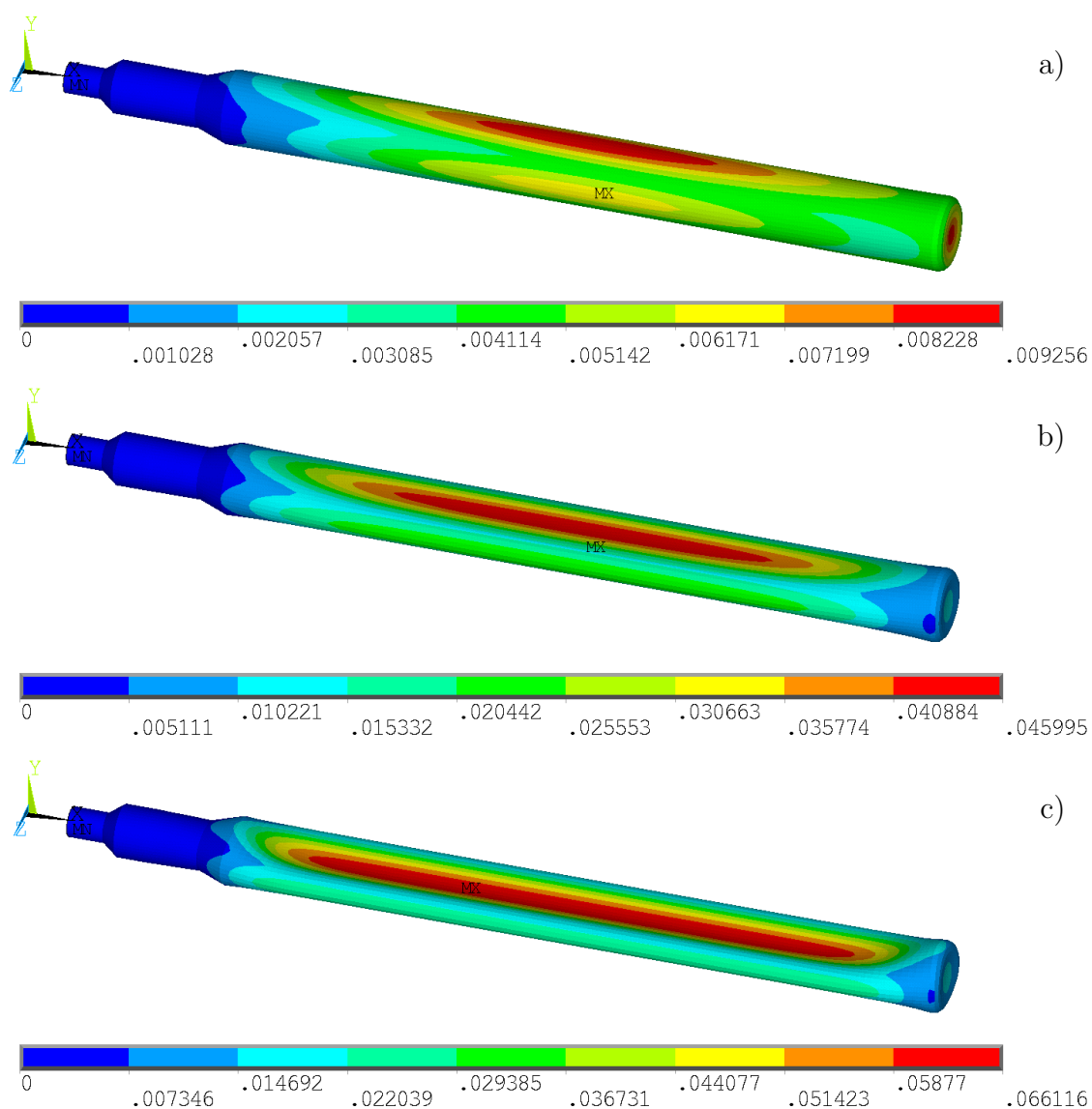
Porovnání výsledků z experimentů a numerického modelu A-D110-SDR17-SI-VE-STAT je uvedeno na obr. 9.46. Ke ztrátě stability došlo při kritickém vnějším tlaku $p_{e,crit} \approx 650$ kPa, což odpovídá výsledkům z numerického modelu A-D110-SDR17-SI-EL-STAT. Vnější tlak na potrubí p_e po ztrátě stability i nadále rostl až se vnitřní povrchy potrubí vzájemně dotkly. Stav po dotyku vnitřních povrchů potrubí je v grafu zaznamenán téměř svislou částí závislosti vnějšího tlaku na posunutí.



Obr. 9.46 Porovnání vnějšího tlaku při ztrátě stability potrubí určeného experimenty a numerickým modelem A-D110-SDR17-SI-VE-STAT

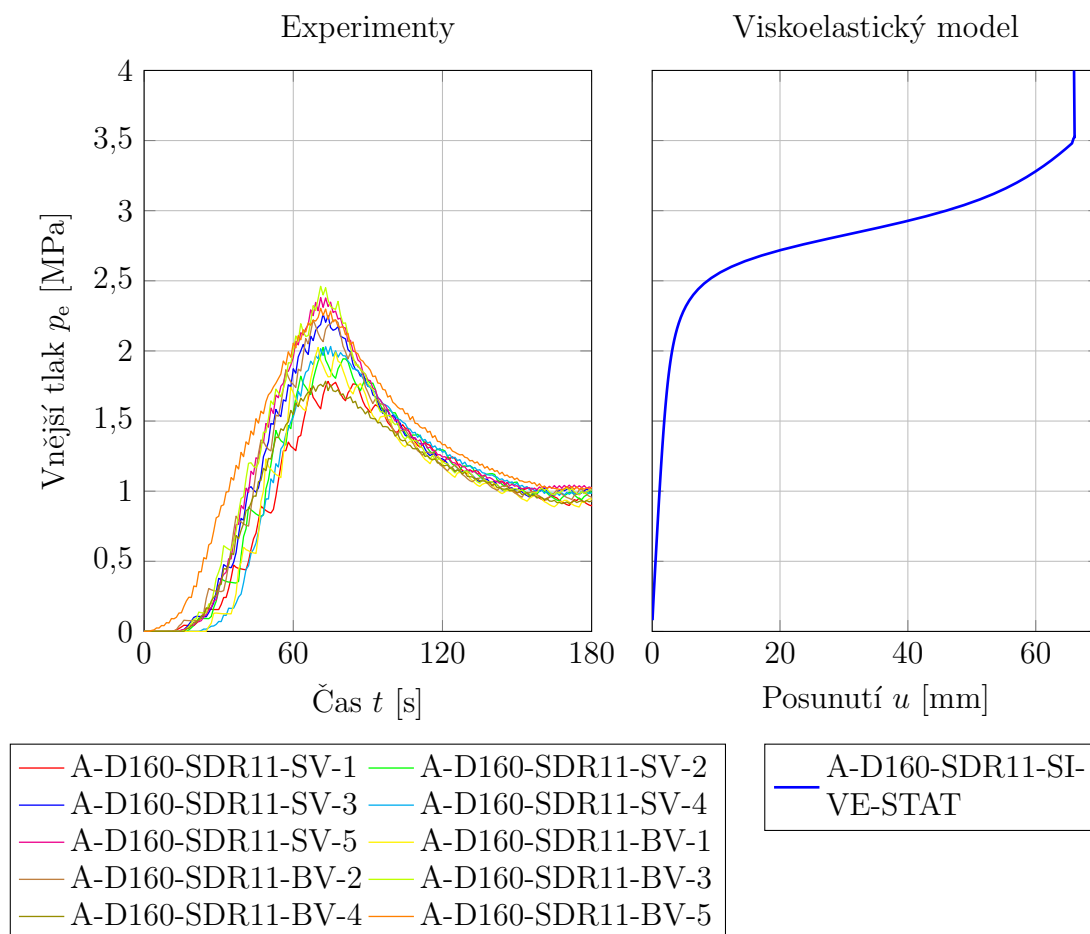
9.4.3.2 A-D160-SDR11-SI-VE-STAT

Analýza numerického modelu A-D160-SDR11-SI-VE-STAT byla provedena jako statická. U analýzy nedocházelo ke konvergenčním problémům jako u numerického modelu A-D160-SDR11-SI-EL-STAT. Chování potrubí bylo podobné jako u numerického modelu A-D110-SDR17-SI-VE-STAT. Při ztrátě stability došlo k nárůstu posunutí zejména uprostřed potrubí, viz obr. 9.47 a). Po dalším zvyšování zatížení vnějším tlakem se posunutí začalo zvyšovat na větší délce potrubí, viz obr. 9.47 b). Poté se vnitřní povrch potrubí vzájemně dotkl na téměř celé délce potrubí. Toto chování nebylo v experimentech pozorováno.



Obr. 9.47 Vývoj celkového posunutí určený numerickým modelem A-D160-SDR11-SI-VE-STAT a) při tlaku $p_e = 2520$ kPa, b) při tlaku $p_e = 3000$ kPa, c) při tlaku $p_e = 3527$ kPa

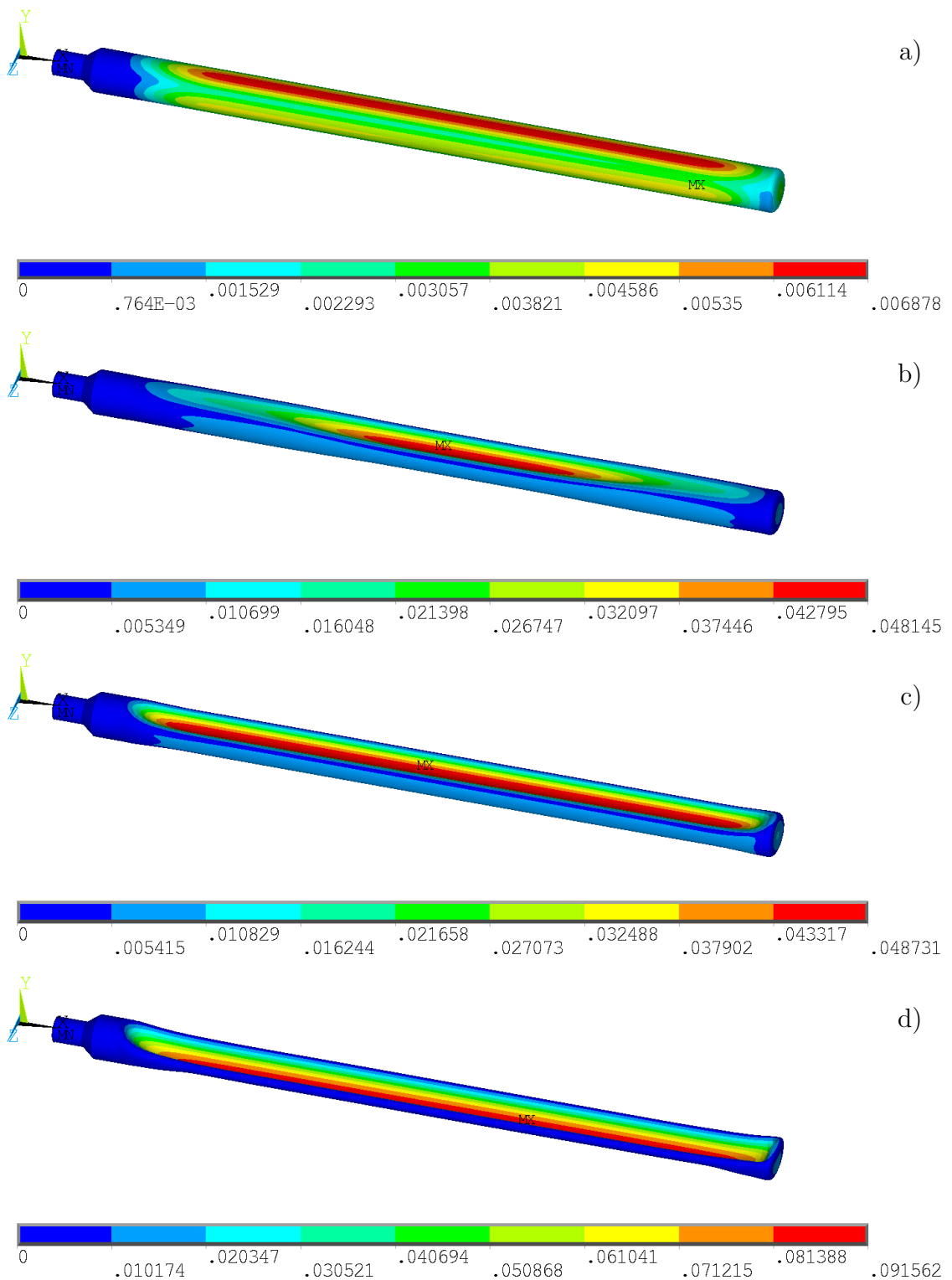
Na obr. 9.48 je uvedeno srovnání výsledků z experimentů a numerické simulace modelu A-D160-SDR11-SI-VE-STAT. Ztráta stability potrubí určená numerickou simulací nastala při vnějším tlaku $p_{e,crit} \approx 2,5$ MPa, což je nejvyšší hodnota, která byla určena experimenty.



Obr. 9.48 Porovnání vnějšího tlaku při ztrátě stability potrubí určeného experimenty a numerickým modelem A-D160-SDR11-SI-VE-STAT

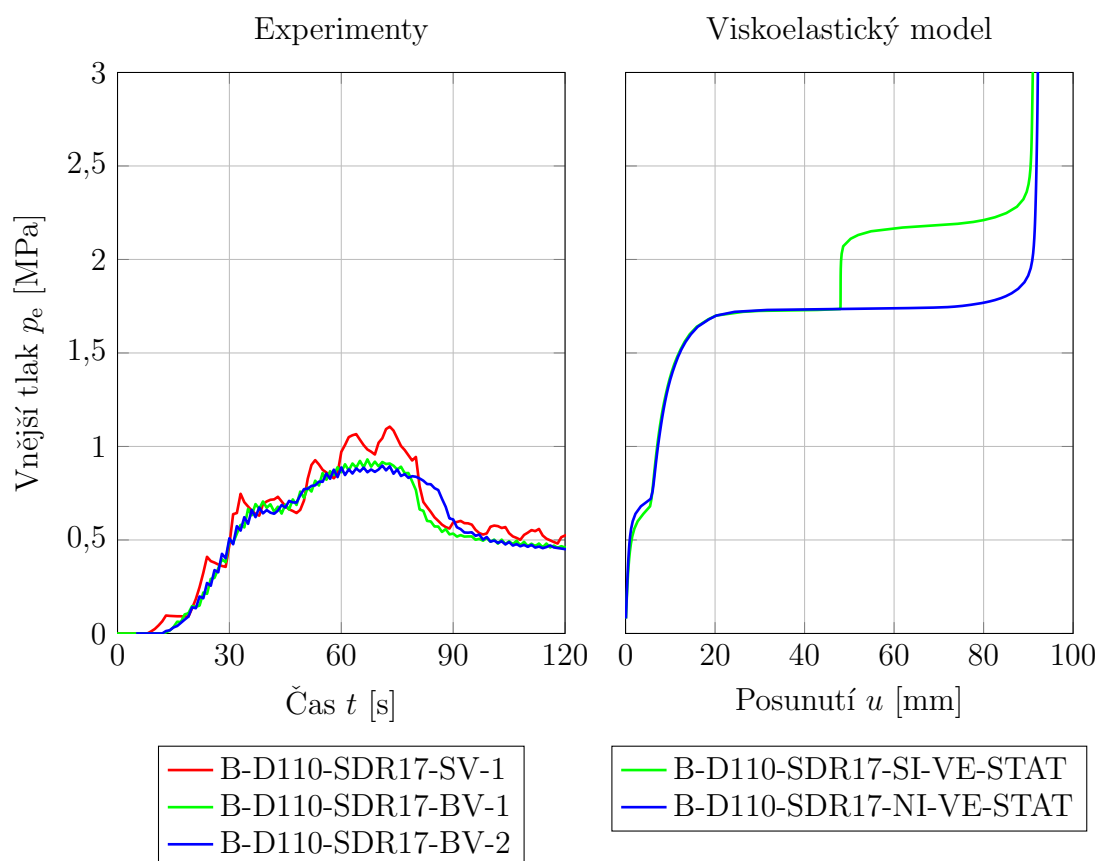
9.4.3.3 B-D110-SDR17-SI-VE-STAT

Analýza numerického modelu B-D110-SDR17-SI-VE-STAT byla provedena jako statická. V průběhu analýzy nenastaly konvergenční problémy. Do první ztráty stability se potrubí chovalo stejně jako v případě numerického modelu A-D110-SDR17-SI-VE-STAT. Poté však došlo k opření termoplastového potrubí o vnitřní povrch ocelového potrubí, viz obr. 9.49 a). Po druhé ztrátě stability došlo k prolomení stěn potrubí symetricky podle roviny xz , viz obr. 9.49 b). K prolomení stěn potrubí došlo v jeho prostřední části. Po zvyšování tlaku se deformace z prostření části potrubí šířila po celé jeho délce, viz obr. 9.49 c). Do této fáze byla deformace potrubí symetrická podle roviny xz . Poté však došlo k vychýlení stěn potrubí, které byly ve vzájemném dotyku, proti směru osy y , viz obr. 9.49 d). Výsledný tvar potrubí odpovídá experimentálním zkouškám, avšak průběh deformace nikoliv.



Obr. 9.49 Vývoj celkového posunutí určený numerickým modelem B-D110-SDR17-SI-VE-STAT a) při tlaku $p_e = 920$ kPa, b) při tlaku $p_e = 1735$ kPa, c) při tlaku $p_e = 2071$ kPa, d) při tlaku $p_e = 4000$ kPa

Srovnání výsledků z experimentů a numerického modelu je uvedeno na obr. 9.50. První ztráta stability nastala po dosažení vnějšího tlaku $p_{e,crit,1} \approx 650$ kPa, což odpovídá numerické simulaci trubky umístěné volně (varianta A). Ke druhé ztrátě stability termoplastového potrubí došlo po aplikaci vnějšího kritického tlaku $p_{e,crit,2} \approx 1,72$ MPa. Z grafu je patrné i následné vychýlení stěn potrubí. Téměř svislá závislost vnějšího tlaku na posunutí pro posunutí cca $u = 48$ mm značí stav, ve kterém byly stěny potrubí ve vzájemné dotyku a deformace potrubí byla symetrická podle roviny xz . Při vnějším tlaku $p_e \approx 2,1$ MPa došlo k vychýlení stěn potrubí dle obr. 9.49 d).

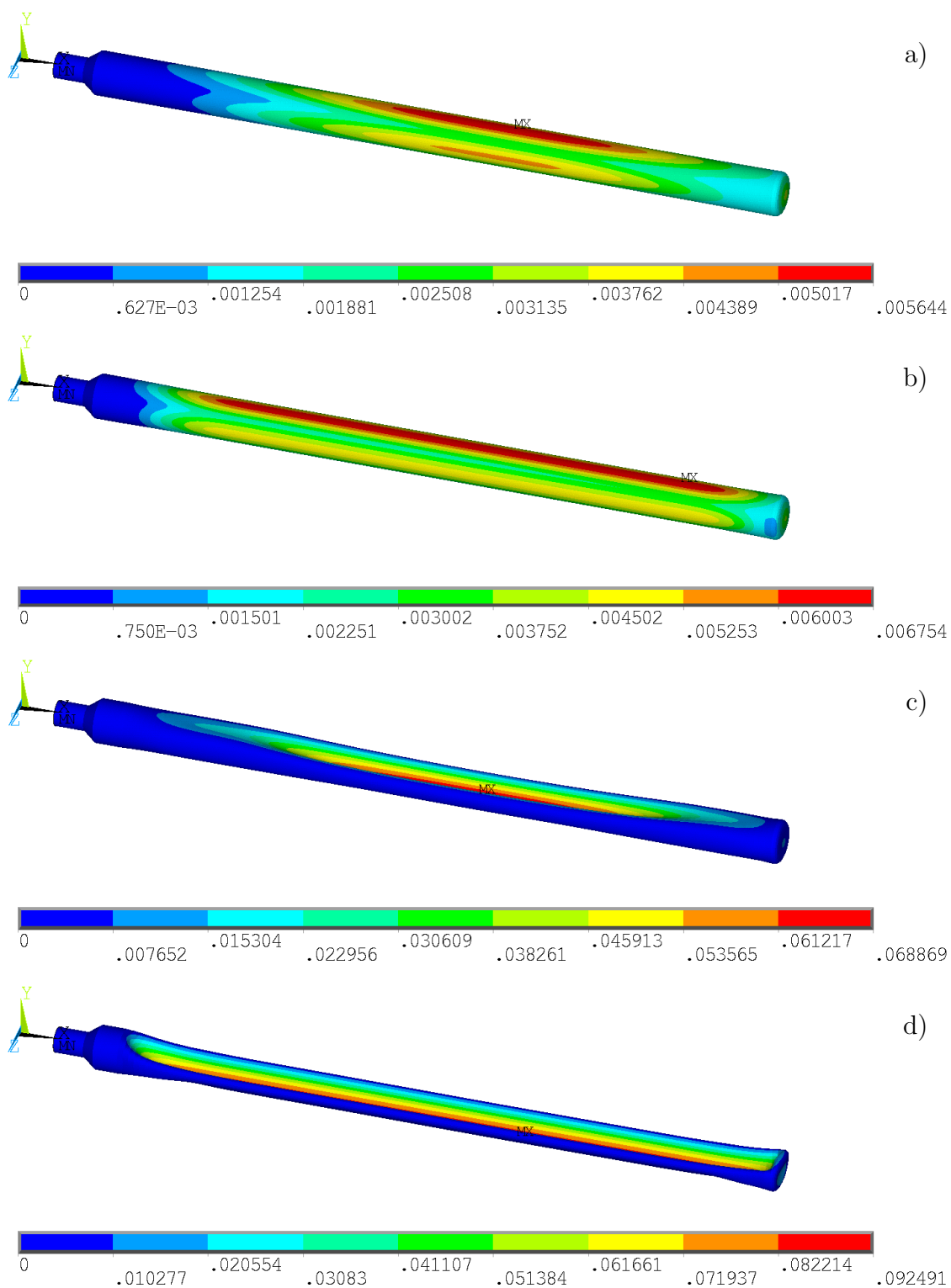


Obr. 9.50 Porovnání vnějšího tlaku při ztrátě stability potrubí určeného experimenty a numerickými modely B-D110-SDR17-SI-VE-STAT a B-D110-SDR17-NI-VE-STAT

9.4.3.4 B-D110-SDR17-NI-VE-STAT

Analýza numerického modelu B-D110-SDR17-NI-VE-STAT byla provedena jako statická. V průběhu analýzy nenastaly konvergenční problémy. Nárůst posunutí při první ztrátě stability nastal zejména uprostřed potrubí, a to na straně vnesené geometrické imperfekce, viz obr. 9.51 a). Celkové posunutí po dotyku termoplastového potrubí o vnitřní povrch ocelového potrubí je na obr. 9.51 b). Při druhé ztrátě stability termoplastového potrubí došlo k prolomení jeho stěny v místě vnesené geometrické imperfekce a pouze v omezené oblasti uprostřed, viz obr. 9.51 c). Následně se deformace šířila po celé délce termoplastového potrubí.

Výsledný tvar deformace potrubí odpovídá experimentům, avšak oblast, na které došlo k prolomení stěny potrubí při druhé ztrátě stability sejevila v experimentech více omezená.



Obr. 9.51 Vývoj celkového posunutí určený numerickým modelem B-D110-SDR17-NI-VE-STAT a) při tlaku $p_e = 720$ kPa, b) při tlaku $p_e = 880$ kPa, c) při tlaku $p_e = 1743$ kPa, d) při tlaku $p_e = 4000$ kPa

Srovnání výsledků z experimentů a numerického modelu je uvedeno na obr. 9.50. První ztráta stability nastala po dosažení vnějšího tlaku $p_{e,crit,1} \approx 650$ kPa. Ke druhé ztrátě stability termoplastového potrubí došlo po aplikaci vnějšího tlaku $p_{e,crit,2} \approx 1,72$ MPa. Tyto hodnoty odpovídají numerickému modelu B-D110-SDR17-SI-VE-STAT.

9.4.4 Numerické modely s viskoplastickým chováním

Použitý viskoplastický materiálový model dle Perzyny [42] byl naladěn na tahové zkoušky, viz kap. 9.1.2, a verifikován na zkouškách ohybových, viz kap. 9.2. Tento materiálový model zohledňuje viskózní chování materiálu v plastické oblasti, avšak v oblasti elastické nikoliv. Při definování materiálového modelu bylo tedy nutné zadat elastické parametry tak, aby odpovídaly rychlosti zatěžování v experimentu.

Při použití viskoplastického materiálového modelu nedocházelo při statických analýzách ke konvergenčním problémům při ztrátě stability potrubí. Byly tedy uvažovány tyto numerické modely:

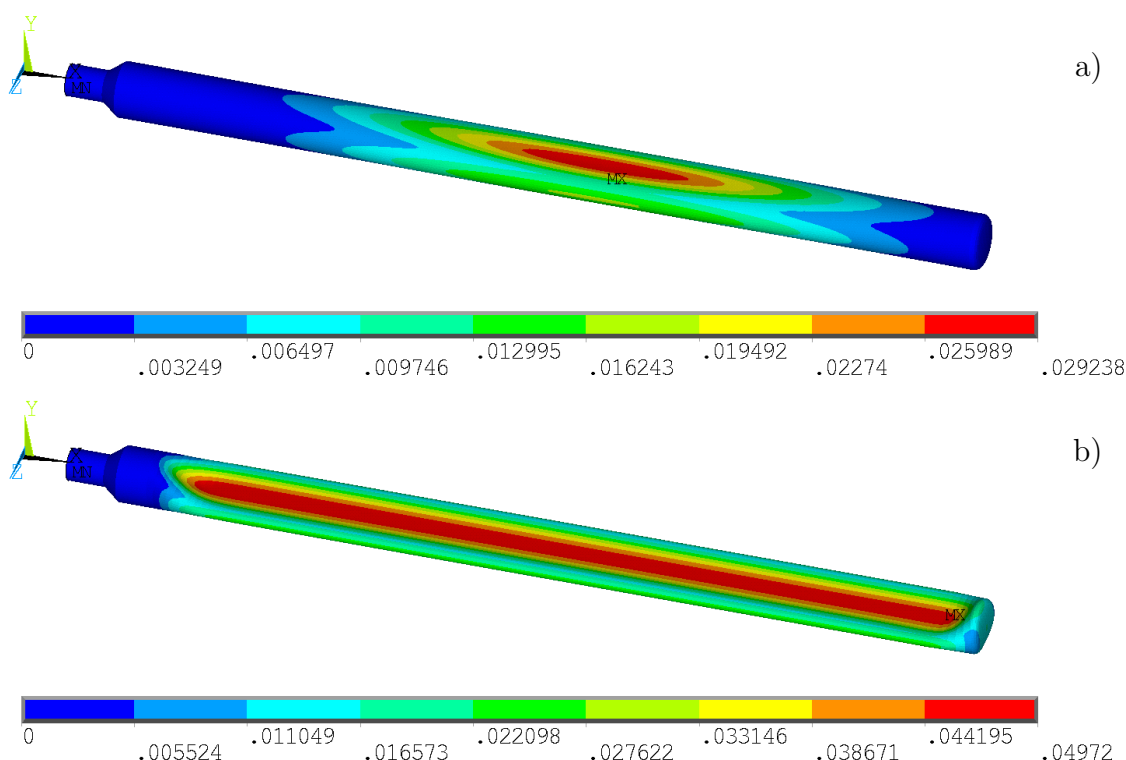
- A-D110-SDR17-SI-VP-STAT,
- A-D160-SDR11-SI-VP-STAT,
- B-D110-SDR17-SI-VP-STAT,
- B-D110-SDR17-NI-VP-STAT,

přičemž výsledky byly porovnávány s výsledky experimentů. Značení numerických modelů je dle tab. 9.1.

9.4.4.1 A-D110-SDR17-SI-VP-STAT

Analýza numerického modelu A-D110-SDR17-SI-VP-STAT byla provedena jako statická. Během výpočtu nenastaly žádné konvergenční problémy.

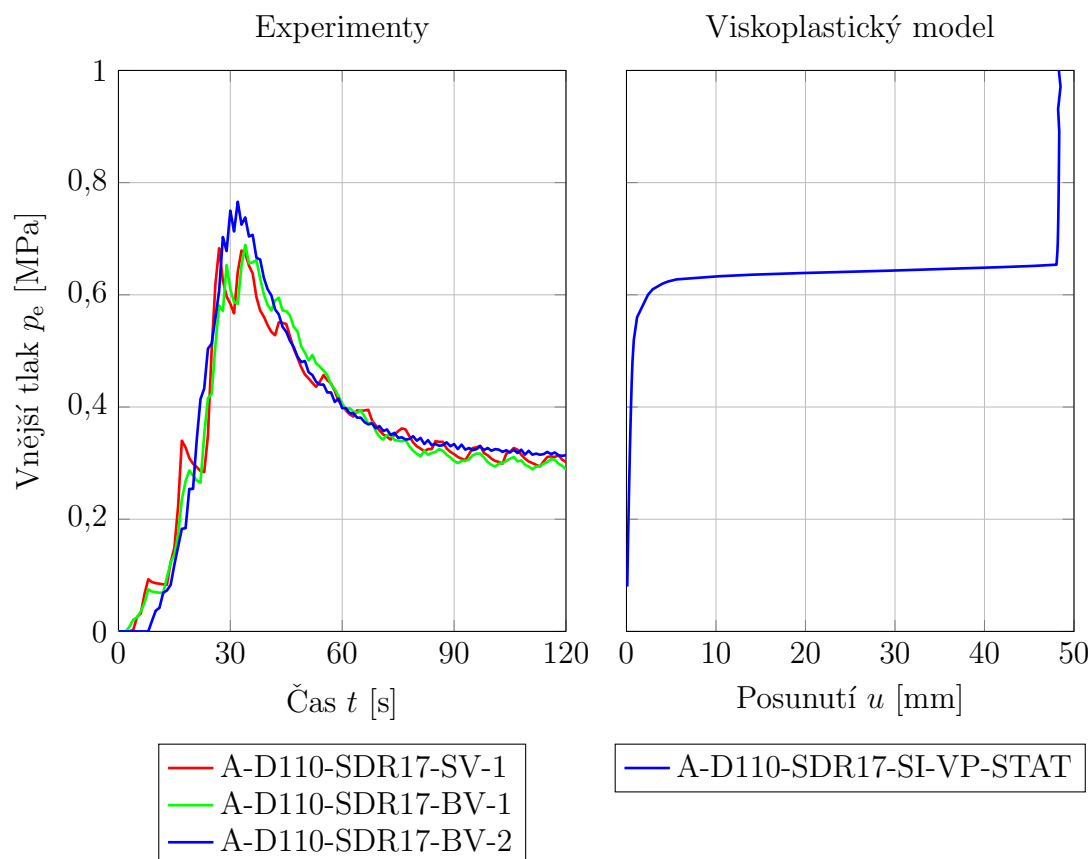
Vývoj celkového posunutí určený numerickým modelem A-D110-SDR17-SI-VP-STAT je na obr. 9.52. Po ztrátě stability potrubí došlo k lokalizaci deformace do omezené oblasti uprostřed potrubí, viz obr. 9.52 a). Z experimentů nelze jednoznačně určit na jaké délce potrubí k této lokalizaci došlo, jelikož tento jev byl pozorován pomocí kamery umístěné v redukci potrubí. Nicméně, i přesto se jeví tato oblast určená numerickou simulací o trochu delší. Po dotyku vnitřního povrchu stěny potrubí v této lokální oblasti se deformace začala šířit po celé délce potrubí. Výsledná deformace je na obr. 9.52 b), což je tvar, který odpovídá experimentům. Maximální výchylka počáteční geometrické imperfekce byla zadána ve směru osy y . Výsledné maximální posunutí odpovídá této geometrické imperfekci, jelikož bylo získáno také ve směru osy y . Tato závislost mezi polohou počáteční geometrické imperfekce a výslednou deformací potrubí byla pozorována v experimentech.



Obr. 9.52 Vývoj celkového posunutí určený numerickým modelem A-D110-SDR17-SI-VP-STAT a) při tlaku $p_e = 643$ kPa, b) při tlaku $t = 1119$ kPa

Celý děj od ztráty stability potrubí až do konce, trval v rámci sekund a byl výrazně pomalejší než v případě modelu s pružnoplastickým chováním. Celkové trvání experimentu bylo však v rámci minut a nikoliv sekund. To je odůvodněno tím, že způsob zatěžování v experimentech a numerickém modelu byl rozdílný. Zatímco v experimentu bylo potrubí zatěžováno hydrostatickým tlakem, který po ztrátě stability výrazně poklesl, v numerickém modelu bylo potrubí zatíženo vnějším tlakem, který se lineárně zvyšoval v čase. Rychlost zatěžování v modelu odpovídá lineární aproximaci rychlosti zatěžování v experimentu před ztrátou stability potrubí.

Na obr. 9.53 je uvedeno srovnání experimentů a numerické simulace. Ztráta stability nastala dle numerické simulace při působení vnějšího tlaku $p_e \approx 0,6$ MPa, což je stejná hodnota, která byla určena modely s pružnoplastickým chováním, viz obr. 9.39. Nicméně hodnota kritického vnějšího tlaku $p_{e,crit}$ získaná experimenty se pohybuje v rozmezí 0,683 MPa až 0,766 MPa. V pravém grafu je možné si všimnout, že po ztrátě stability křivka i nadále mírně roste, není vodorovná jako v případě pružnoplastického modelu. Způsobeno je to viskózním chováním materiálového modelu, které zároveň stabilizuje numerické řešení a výpočet je možné provést jako statický.

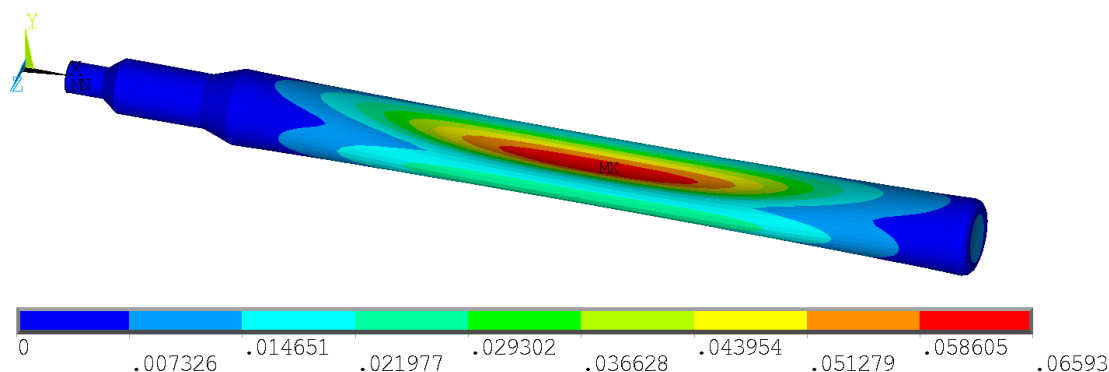


Obr. 9.53 Porovnání vnějšího tlaku při ztrátě stability potrubí určeného experimenty a numerickým modelem A-D110-SDR17-SI-VP-STAT

9.4.4.2 A-D160-SDR11-SI-VP-STAT

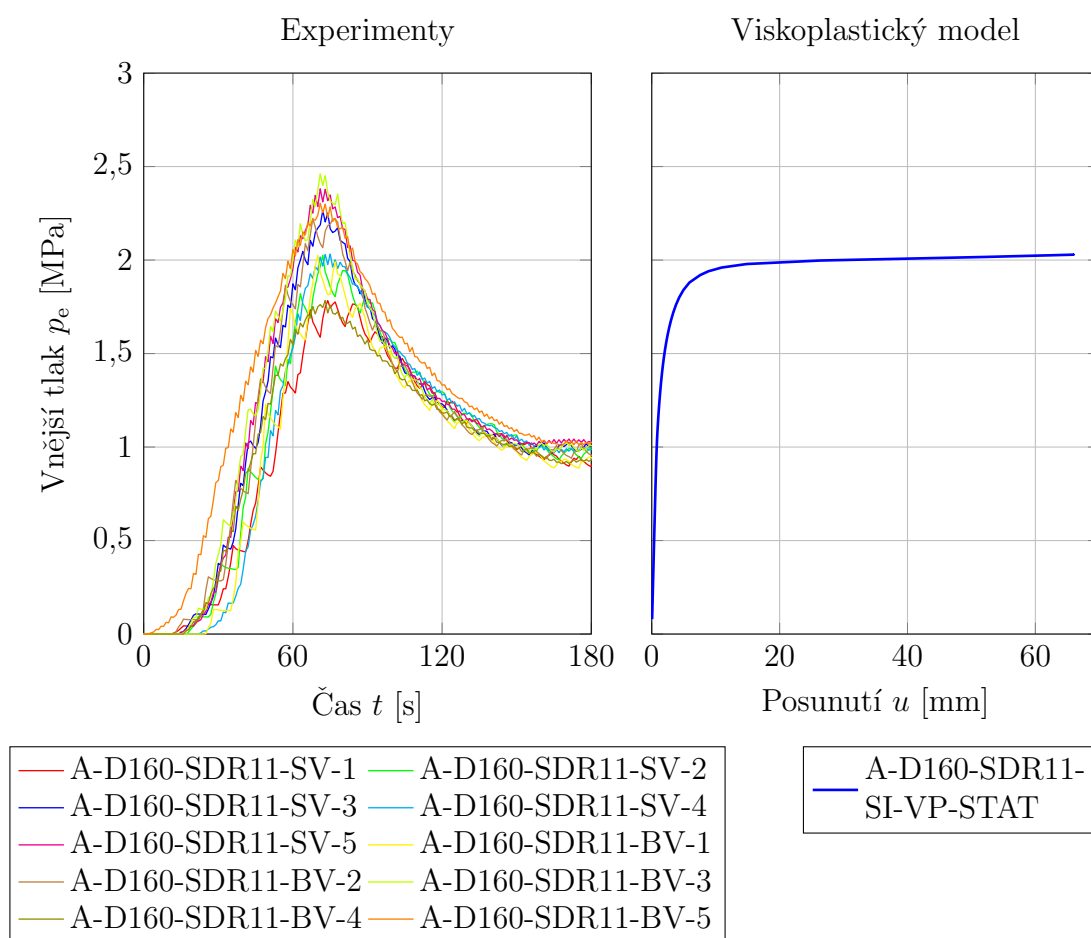
Analýza numerického modelu A-D160-SDR11-SI-VP-STAT byla provedena jako statická.

K největšímu nárůstu posunutí došlo nejprve uprostřed potrubí. Posunutí se v této oblasti postupně zvětšovalo, až došlo k dotyku vnitřního povrchu stěny potrubí, viz obr. 9.54. Podobné chování bylo pozorováno i v experimentech, ale není možné porovnat na jak dlouhé části potrubí se deformace po ztrátě stability koncentrovala.



Obr. 9.54 Celkové posunutí při tlaku $p_e = 2027$ kPa určené numerickým modelem A-D160-SDR11-SI-VP-STAT

Srovnání experimentů a numerické simulace je uvedeno na obr. 9.55. Numerickým modelem byl určen kritický vnější tlak $p_{e,crit} \approx 1,9$ MPa, který je v rozsahu hodnot určených experimenty (1,783 MPa až 2,461 MPa). Stejně jako v případě numerického modelu A-D110-SDR17-SI-VP-STAT závislost vnějšího tlaku p_e na posunutí u po ztrátě stability potrubí mírně roste. V modelu bez viskózního chování byla tato závislost téměř vodorovná. Znamená to, že od ztráty stability potrubí po dotyk jeho vnitřního povrchu se jedná v případě viskoplastického modelu o pomalejší děj než v případě pružnoplastického modelu, jelikož zvyšování vnějšího tlaku p_e bylo lineárně závislé na čase. Toto chování stabilizovalo numerický výpočet a nedošlo k nekonvergenci při ztrátě stability potrubí v případě statické analýzy.



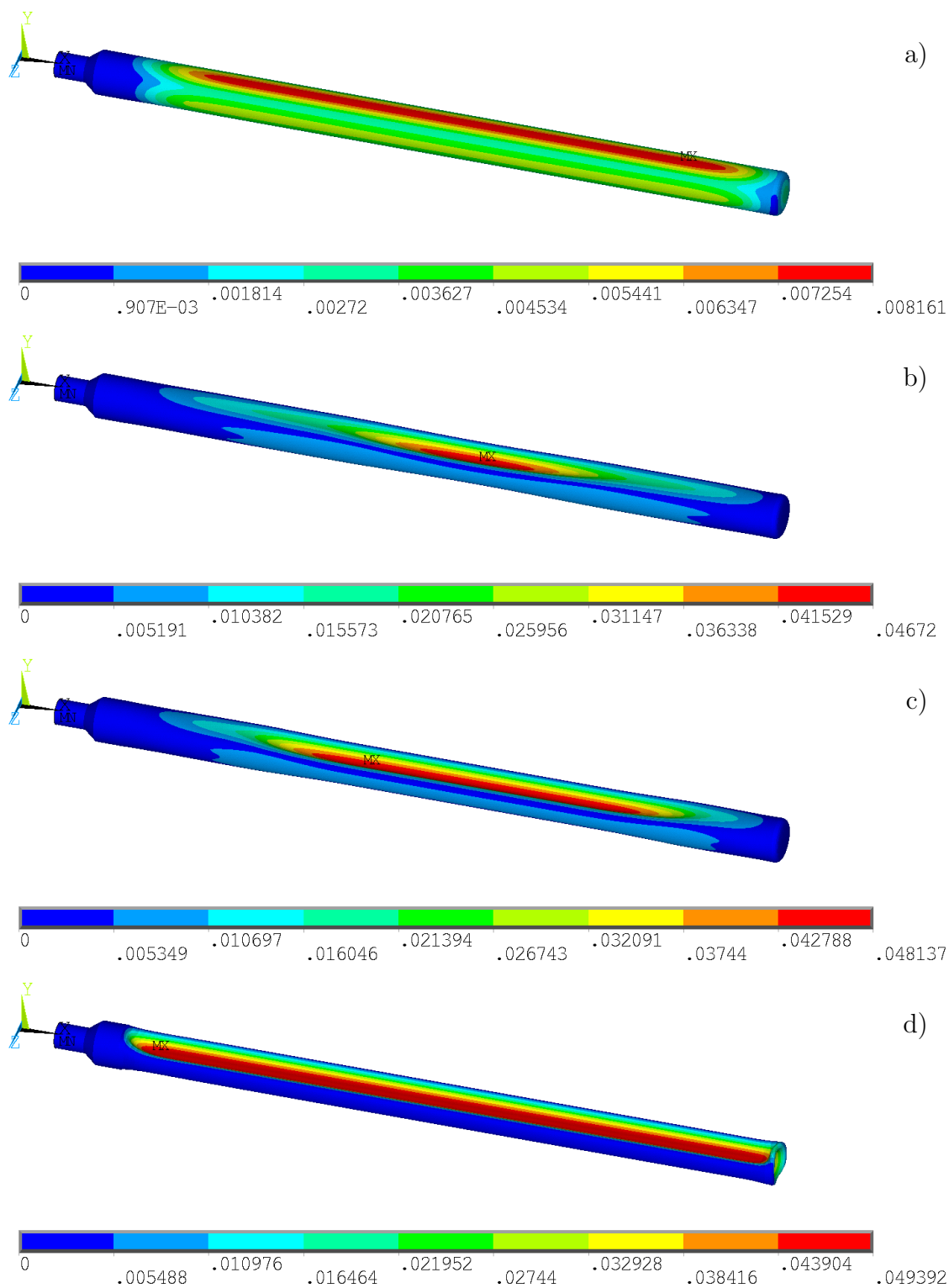
Obr. 9.55 Porovnání vnějšího tlaku při ztrátě stability potrubí určeného experimenty a numerickým modelem A-D160-SDR11-SI-VP-STAT

9.4.4.3 B-D110-SDR17-SI-VP-STAT

Analýza numerického modelu B-D110-SDR17-SI-VP-STAT byla provedena jako statická. V numerickém modelu byla zohledněna symetrická geometrická imperfekce.

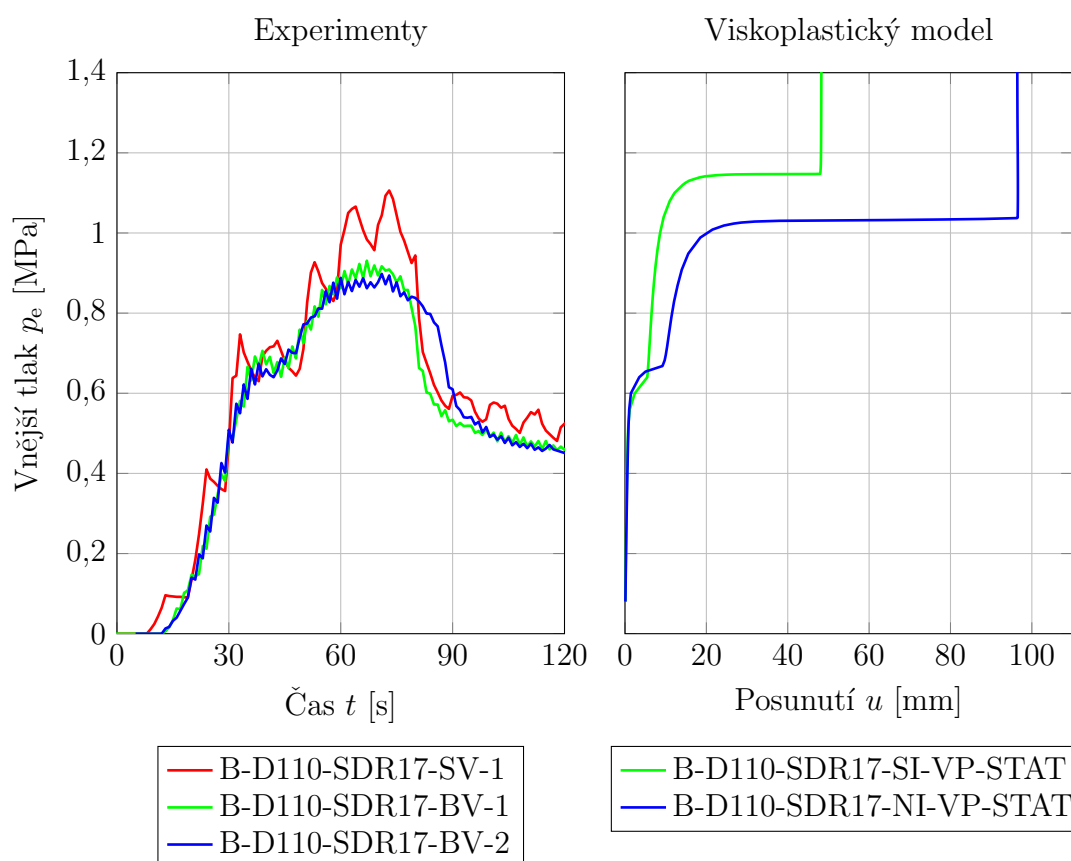
Vývoj posunutí určený numerickou simulací je na obr. 9.56. Po první ztrátě stability potrubí došlo k opření termoplastového potrubí o potrubí ocelové, viz obr. 9.56 a). Při druhé ztrátě stability došlo k prolomení stěn potrubí symetricky podle roviny xz a jejich následnému dotyku, viz obr. 9.56 b). K dotyku vnitřních povrchů termoplastového potrubí došlo na omezené oblasti uprostřed potrubí. Následně se deformace šířila po celé délce potrubí, viz obr. 9.56 c) až do výsledné

deformace potrubí, viz obr. 9.56 d). Vývoj posunutí určený numerickou simulací neodpovídá experimentům z hlediska určeného tvaru potrubí, jelikož výsledný tvar průřezu potrubí po jeho deformaci byl ve tvaru "U", viz kap. 8.3.



Obr. 9.56 Vývoj celkového posunutí určený numerickým modelem B-D110-SDR17-SI-VP-STAT a) při tlaku $p_e = 959$ kPa, b) při tlaku $p_e = 1147$ kPa, c) při tlaku $p_e = 1151$ kPa, d) při tlaku $p_e = 2869$ kPa

Srovnání experimentů a numerických simulací je uvedeno na obr. 9.57. Ke ztrátě stability potrubí došlo při zatížení vnějším tlakem $p_{e,crit,1} \approx 0,6$ MPa. Při ztrátě stability došlo k výraznějšímu nárůstu posunutí, který se však zastavil na hodnotě $u = 5,5$ mm z důvodu opření termoplastového potrubí o potrubí ocelové. Následně se zvyšoval vnější tlak p_e aniž by se zvětšovalo posunutí u . Při působení tlaku $p_{e,crit,2} \approx 1,1$ MPa došlo ke druhé ztrátě stability potrubí. Tento výsledek odpovídá vzorku B-D110-SDR17-SV-1. Nicméně, tento vzorek nebyl zatěžován tak plynule jako ostatní vzorky, podle kterých je vnější kritický tlak při druhé ztrátě stability 0,931 MPa a 0,898 MPa.



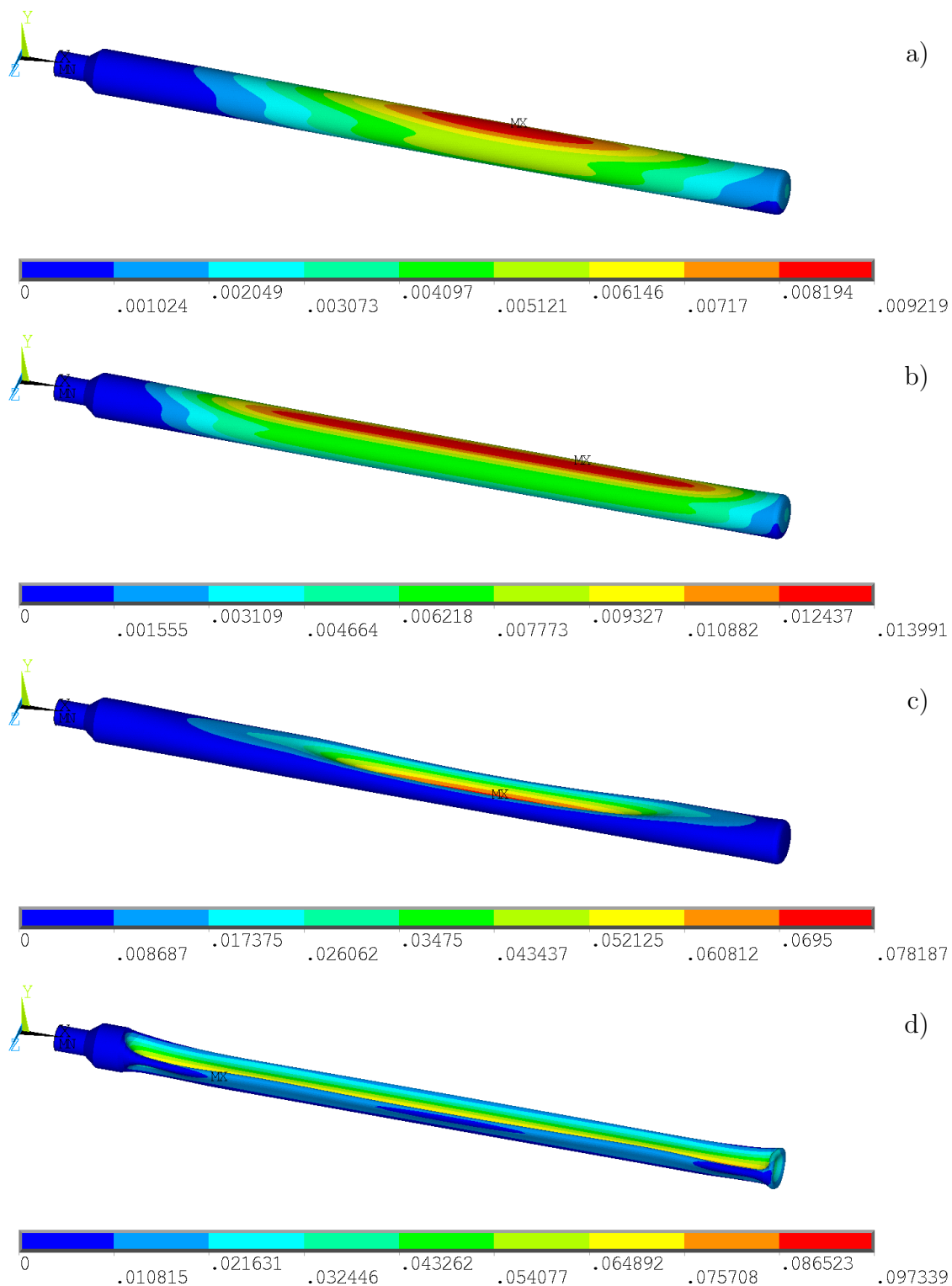
Obr. 9.57 Porovnání vnějšího tlaku při ztrátě stability potrubí určeného experimenty a numerickým modelem B-D110-SDR17-SI-VP-STAT

9.4.4.4 B-D110-SDR17-NI-VP-STAT

Analýza numerického modelu B-D110-SDR17-NI-VP-STAT byla provedena jako statická. V numerickém modelu byla nyní zohledněna nesymetrická geometrická imperfekce.

Deformace potrubí se po první ztrátě stability rozvíjela zejména uprostřed potrubí a pouze na straně, na které měla vytvořená geometrická imperfekce největší výchylku, viz obr. 9.58 a). Po opření termoplastového potrubí o potrubí ocelové se deformace potrubí rozšířila po jeho celé délce, viz obr. 9.58 b). Po druhé ztrátě stability došlo k prolomení stěny potrubí pouze na jeho jedné straně a v omezené oblasti uprostřed potrubí, viz obr. 9.58 c). Následně se tato deformace šířila po

celé délce potrubí až do výsledného tvaru, viz obr. 9.58 d). Chování potrubí i jeho výsledná deformace odpovídá experimentálním zkouškám.



Obr. 9.58 Vývoj celkového posunutí určený numerickým modelem B-D110-SDR17-NI-VP-STAT a) při tlaku $p_e = 668$ kPa, b) při tlaku $p_e = 909$ kPa, c) při tlaku $p_e = 1033$ kPa, d) při tlaku $p_e = 2624$ kPa

Srovnání experimentů a numerických modelů se symetrickou a nesymetrickou imperfekcí je uvedeno na obr. 9.57. První ztráta stability nastala u obou modelů přibližně při stejné hodnotě vnějšího tlaku $p_{e,crit,1} \approx 0,6$ MPa. Následně došlo u obou modelů k výraznějšímu nárůstu posunutí. U modelu s nesymetrickou imperfekcí se tento nárůst zastavil na hodnotě $u = 9$ mm, což je mnohem vyšší hodnota oproti modelu se symetrickou imperfekcí. Poté došlo k nárůstu vnějšího tlaku při malém zvětšování posunutí u až do druhé ztráty stability, která nastala při vnějším tlaku $p_{e,crit,2} \approx 1,0$ MPa. Jedná se tedy o nižší hodnotu než u modelu se symetrickou imperfekcí. Tato hodnota se více blíží experimentům, které byly plynule zatěžovány (B-D110-SDR17-BV-1, B-D110-SDR17-BV-1), jejichž kritické tlaky při druhé ztrátě stability jsou 0,931 MPa a 0,898 MPa. Dále je možné si z grafu všimnout, že posunutí při dotyku vnitřního povrchu termoplastového potrubí je u modelu s nesymetrickou imperfekcí přibližně dvojnásobné oproti modelu se symetrickou imperfekcí.

9.4.5 Porovnání numerických modelů

Numerickými analýzami polyethylenových potrubí s použitím různých materiálových modelů byly určeny odlišné výsledky. Porovnání kritických vnějších tlaků určených numerickými modely pro variantu A je uvedeno v tab. 9.2 pro potrubí o vnějším průměru 110 mm (SDR 17) a v tab. 9.3 pro potrubí o vnějším průměru 160 mm (SDR 11) a pro variantu B v tab. 9.4. Výsledky z experimentů potrubí jsou uvedeny v kap. 8.3.2.1 a 8.3.2.2. V tab. 8.7 (varianta A, průměr potrubí 110 mm, SDR 17) se hodnoty kritických vnějších tlaků určené experimenty pohybují v rozsahu 683 až 766 kPa, v tab. 8.8 (varianta A, průměr potrubí 160 mm, SDR 11) v rozsahu 1783 až 2461 kPa. V tab. 8.9 (varianta B, průměr potrubí 110 mm, SDR 17) se hodnoty kritických vnějších tlaků při první ztrátě stability určené experimenty pohybují v rozsahu 674 až 747 kPa a při druhé ztrátě stability v rozsahu 898 až 1106 kPa.

Tab. 9.2 Kritický vnější tlak určený numerickými modely pro potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17 (varianta A)

Numerický model	Kritický vnější tlak $p_{e,crit}$ [kPa]
A-D110-SDR17-BI-EL-LSTAB	676
A-D110-SDR17-SI-EL-STAT	≈ 650
A-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R1-DYN	≈ 440
A-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R16-DYN	≈ 600
A-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R1-DYN	≈ 440
A-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN	≈ 600
A-D110-SDR17-SI-VE-STAT	≈ 650
A-D110-SDR17-SI-VP-STAT	≈ 600

Tab. 9.3 Kritický vnější tlak určený numerickými modely pro potrubí o vnějším průměru 160 mm SDR 11 (varianta A)

Numerický model	Kritický vnější tlak $p_{e,crit}$ [kPa]
A-D160-SDR11-BI-EL-LSTAB	2592
A-D160-SDR11-SI-EL-STAT	≈ 2870
A-D160-SDR11-SI-PP-MISO-R1-DYN	≈ 1240
A-D160-SDR11-SI-PP-MISO-R16-DYN	≈ 1670
A-D160-SDR11-SI-PP-MKIN-R1-DYN	≈ 1240
A-D160-SDR11-SI-PP-MKIN-R16-DYN	≈ 1620
A-D160-SDR11-SI-VE-STAT	≈ 2500
A-D160-SDR11-SI-VP-STAT	≈ 1900

Tab. 9.4 Kritický vnější tlak určený numerickými modely pro potrubí o vnějším průměru 110 mm SDR 17 (varianta B)

Numerický model	Kritický vnější tlak při první ztrátě stability $p_{e,crit,1}$ [kPa]	Kritický vnější tlak při druhé ztrátě stability $p_{e,crit,2}$ [kPa]
B-D110-SDR17-SI-EL-DYN	≈ 650	≈ 1960
B-D110-SDR17-NI-EL-DYN	≈ 650	≈ 1850
B-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R1-DYN	≈ 440	≈ 680
B-D110-SDR17-SI-PP-MISO-R16-DYN	≈ 600	≈ 900
B-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R1-DYN	≈ 440	≈ 670
B-D110-SDR17-SI-PP-MKIN-R16-DYN	≈ 600	≈ 880
B-D110-SDR17-NI-PP-MISO-R1-DYN	≈ 480	≈ 670
B-D110-SDR17-NI-PP-MISO-R16-DYN	≈ 650	≈ 880
B-D110-SDR17-NI-PP-MKIN-R1-DYN	≈ 480	≈ 670
B-D110-SDR17-NI-PP-MKIN-R16-DYN	≈ 650	≈ 870
B-D110-SDR17-SI-VE-STAT	≈ 650	≈ 1720
B-D110-SDR17-NI-VE-STAT	≈ 650	≈ 1720
B-D110-SDR17-SI-VP-STAT	≈ 600	≈ 1100
B-D110-SDR17-NI-VP-STAT	≈ 600	≈ 1000

V případě varianty A byly analyzovány numerické modely potrubí se symetrickou imperfekcí ve tvaru ovality stanovenou podle prvního vlastního tvaru určeného výpočtem lineární stability. Tato imperfekce se u varianty A pro analýzu ztráty stability potrubí jevila jako vhodná. V případě varianty B byly analyzovány numerické modely s různým materiálovým chováním, u kterých byla zahrnuta symetrická i nesymetrická imperfekce u termoplastového potrubí. Z výsledků vyplývá, že pro tyto numerické modely není vhodné použít symetrickou imperfekci. V případě použití symetrické imperfekce, kritický vnější tlak i výsledná deformace potrubí neodpovídaly experimentům. Při použití nesymetrické imperfekce a vhodného materiálového modelu byla výsledná deformace potrubí shodná s experimenty.

Numerické modely s lineárně pružným chováním u potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17, jejichž materiálové parametry byly určeny výrobcem, mírně podhodnocují u varianty A kritický vnější tlak při ztrátě stability potrubí a u varianty B kritický vnější tlak při první ztrátě stability potrubí. U potrubí o vnějším průměru 160 mm SDR 11 je kritický vnější tlak nadhodnocen. V případě varianty B je kritický vnější tlak při druhé ztrátě stability velmi nadhodnocen. Vývoj deformace potrubí u těchto numerických modelů neodpovídá experimentálním zkouškám.

Numerické modely s pružnoplastickým chováním pro uvedené analýzy mohou dobře predikovat u varianty A kritický vnější tlak při ztrátě stability a u varianty B kritický vnější tlak při první i druhé ztrátě stability potrubí, pokud jsou parametry pružnoplastického materiálového modelu kalibrovány pro správnou rychlost zatěžování. Analýzy byly provedeny s numerickými modely s pružnoplastickým chováním, jejichž materiálové parametry byly kalibrovány na dvě odlišné rychlosti zatěžování. Numerické modely kalibrované pro nižší rychlost zatěžování významně podhodnocují hodnoty kritických vnějších tlaků určených experimenty, zatímco numerické modely kalibrované pro vyšší rychlost zatěžování podhodnocují hodnoty kritických vnějších tlaků pouze mírně. Pro získání výsledků, které by více odpovídaly experimentům, by tedy bylo vhodné nakalibrovat materiálové parametry pružnoplastického modelu pro rychlost zatěžování, která by byla o trochu vyšší. Vývoj deformace potrubí byl srovnatelný s experimentálními zkouškami pro pružnoplastické materiálové modely s kinematickým zpevněním. U některých pružnoplastických modelů s izotropním zpevněním vývoj deformace neodpovídal experimentálním zkouškám.

Numerické modely s viskoelastickým chováním u potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 mírně podhodnocují u varianty A kritický vnější tlak při ztrátě stability a u varianty B kritický vnější tlak při první ztrátě stability. Analýzami byly určeny hodnoty těchto kritických vnějších tlaků stejné jako v případě numerického modelu s lineárně pružným chováním, viz tab. 8.7. Hodnota kritického vnější tlaku při ztrátě stability potrubí o vnějším průměru 160 mm (SDR 11) určená numerickým modelem s viskoelastickým chováním více odpovídá experimentálním zkouškám než hodnota určená numerickým modelem s lineárně pružným chováním. Nicméně je tato hodnota nadhodnocena, což může být důsledkem nezohlednění plastického chování materiálu. V případě varianty B je kritický vnější tlak při druhé ztrátě stability velmi nadhodnocen, což může být také důsledkem nezohlednění plastického chování materiálu. Vývoj

deformace potrubí u těchto numerických modelů neodpovídá experimentálním zkouškám. U numerických modelů s viskoelastickým chováním nedocházelo při ztrátě stability potrubí ke konvergenčním problémům jako u numerických modelů s pružnoplastickým chováním v případě statické analýzy.

Numerické modely s viskoplastickým chováním u potrubí o vnějším průměru 110 mm rozměrové řady SDR 17 také mírně podhodnocují u varianty A kritický vnější tlak při ztrátě stability a u varianty B kritický vnější tlak při první ztrátě stability. Numerické modely u potrubí o vnějším průměru 110 mm (SDR 17) dobře predikují u varianty B kritický vnější tlak při druhé ztrátě stability. Pro získání výsledků, které by více odpovídaly experimentálním zkouškám, by bylo vhodné nakalibrovat materiálové parametry pro pružné chování viskoplastického materiálového modelu pro vyšší rychlost zatěžování. Důvodem je, že viskoplastický materiálový model nezohledňuje rychlost zatěžování v elastické oblasti. Dále by bylo vhodné snížit rychlost zatěžování po první ztrátě stability tak, aby více odpovídala rychlosti zatěžování v experimentech. Vývoj deformace potrubí je numerickými modely s viskoplastickým chováním relativně dobře predikován. Nicméně vývoj deformace byl lépe určen pomocí pružnoplastických modelů s kinematickým zpevněním. U numerických modelů s viskoplastickým chováním nedocházelo při ztrátě stability potrubí ke konvergenčním problémům jako u numerických modelů s pružnoplastickým chováním v případě statické analýzy.

Z výsledků numerických analýz plyne, že pro určení kritického vnější tlaku při ztrátě stability potrubí u varianty A nebo při první ztrátě stability potrubí u varianty B je dostačující použít numerický model s lineárně pružným chováním s modulem pružnosti odpovídajícím dané rychlosti zatěžování. Případně je vhodné použít numerický model s viskoelastickým chováním, který rychlost zatěžování zohledňuje. To platí pro potrubí vyšších rozměrových řad, u kterých není při ztrátě stability dosaženo napětí vyšších než je mez kluzu. Pro potrubí nižších rozměrových řad je nutné použít numerický model zohledňující plastické chování materiálu. Nicméně numerické modely s lineárně pružným a viskoelastickým chováním nepredikují správný vývoj deformace po ztrátě stability potrubí.

Pro určení kritického vnějšího tlaku při druhé ztrátě stability polyethylenového potrubí u varianty B je nutné použít numerické modely zohledňující plastické chování materiálu. Parametry pružnoplastického materiálového modelu je však nutné zvolit pro správnou rychlost zatěžování. Také je nutné zvolit správný typ zpevnění pružnoplastického materiálového modelu. Takový numerický model může určit správné výsledky pro konstrukci o daných rozměrech a při dané rychlosti zatěžování, ale pro konstrukci o trochu jiných rozměrech či trochu jiné rychlosti zatěžování nemusejí být výsledky správné. Navíc se rychlost deformace může v každé části konstrukce a v různém čase lišit. Pro ověření, že byly zadány parametry pružnoplastického modelu pro odpovídající rychlost zatěžování je většinou nutné provést experiment. Proto je vhodnější použít numerický model, který zohledňuje plastické i viskózní chování materiálu. V analýzách byl použit numerický model s viskoplastickým chováním, který zohledňuje rychlost deformace v plastické oblasti. Avšak pro elastickou oblast je nutné zadat správné parametry pro danou rychlost zatěžování. Jinou variantou je použití visko-hyperelastického materiálového modelu. Vybrané hyperelastické materiálové modely (Arruda-Boyce, Mooney-Rivlin, Ogden, Yeoh) byla snaha aproximovat na tahové zkoušky. Nejlépe byla tahová zkouška

aproximována pomocí Mooneyho-Rivlinova hyperelastického materiálového modelu s devíti parametry, avšak ani ta nebyla dostačující. V ideálním případě by bylo vhodné použít materiálový model, který zohledňuje jak viskoelastické, tak viskoplastické chování materiálu a je použitelný pro velké deformace. Takový materiálový model, však není v použité verzi programového systému ANSYS [42] implementovaný.

10 Numerické analýzy potrubí dle norem

Směrnice ATV-M 127E [45], která se používá pro statické posouzení obnovovaných potrubí, rozděluje stará (obnovovaná) potrubí podle jejich stavu do tří kategorií, a to do stavu I, stavu II a stavu III, viz kap. 6.2.1. Je-li potrubí ve stavu I a II, předpokládá se, že je schopno přenášet zatížení od zeminy či dopravy, je-li však ve stavu III, potom se předpokládá, že po celou návrhovou životnost není schopno tyto zatížení přenést.

Směrnice [45] uvádí návrhové koeficienty ve formě diagramů pro výpočet a posouzení vnitřních sil a deformací u nových potrubí. Tyto koeficienty byly získány pomocí nelineárních výpočtů za určitých předpokladů, viz kap. 6.2.6. Tyto předpoklady jsou pro praktické navrhování v některých případech omezující. Týká se to zejména použití různých materiálů potrubí a předpokládaných geometrických imperfekcí. Proto byly pro stav starého potrubí I a II určeny nové návrhové koeficienty použitelné pro praktický návrh nových potrubí z polyethylenu. Nové návrhové koeficienty byly určeny pomocí nelineárních analýz metodou konečných prvků. Dále bylo provedeno srovnání směrnice [45] a normy ASTM F1606 [47].

Pro stav starého potrubí III bylo snahou vytvořit numerický model, jehož výsledky by byly srovnatelné s hodnotami uvedenými ve směrnici [45]. Výsledky tohoto ověřovacího modelu byly dále porovnány s výsledky komplexnějšího modelu, který lépe zohledňuje interakci potrubí a zemního prostředí.

10.1 Numerické modely pro stav starého potrubí I a II

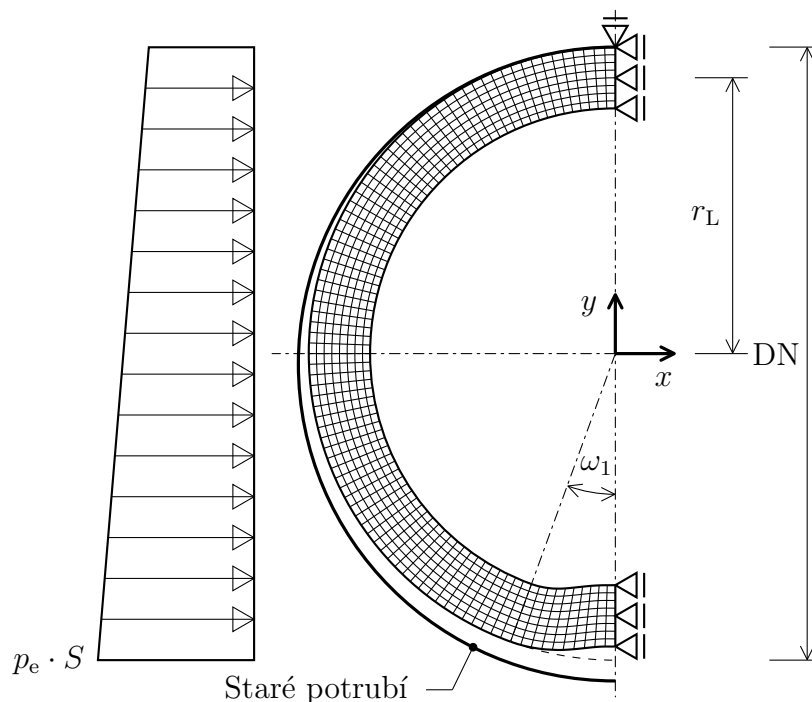
Na základě předpokladů uvedených ve směrnici [45], viz kap. 6.2.6, byl vytvořen numerický model, jehož výsledky byly ověřeny s výsledky uvedenými ve směrnici. Verifikovaný model byl poté upraven podle nových předpokladů, které jsou vhodnější pro praktické navrhování nových polyetylenových potrubí. Pomocí nového numerického modelu byly stanoveny nové návrhové diagramy, které lze použít pro navrhování nových polyetylenových potrubí instalovaných technologiemi renovace vyvločkováním kontinuálními nebo těsně přiléhajícími trubkami.

Dále bylo provedeno porovnání metod pro statické posouzení polyetylenových potrubí použitých pro obnovu stávajících potrubí.

10.1.1 Ověřovací model

Výsledky numerického modelu, viz obr. 10.1, který byl vytvořen pomocí metody konečných prvků v programu ANSYS [42], byly srovnávány s hodnotami uvedenými ve směrnici [45]. Byly zvoleny rozměry potrubí, pro které jsou ve směrnici stanoveny součinitele pro normálové síly n_{pe} a ohybové momenty m_{pe} a elastická relativní svislá změna průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$. Lokální imperfekce byla vytvořena u dna

potrubí, jelikož zde působí největší hydrostatický tlak. Její tvar je definován rovnicí (6.38). V případě stavu starého potrubí II byla navíc aplikována ovalita, jak na nové, tak na staré potrubí. Poloměr nového potrubí byl snížen o mezeru mezi potrubími w_s . Z důvodu symetrie byla vytvořena pouze polovina modelu. Všem uzlům na ose symetrie bylo zabráněno posunutí ve směru osy x . Posunutí ve směru osy y bylo zabráněno pouze hornímu uzlu, který se dotýká starého potrubí.



Obr. 10.1 Schéma numerického modelu pro stav starého potrubí I a II

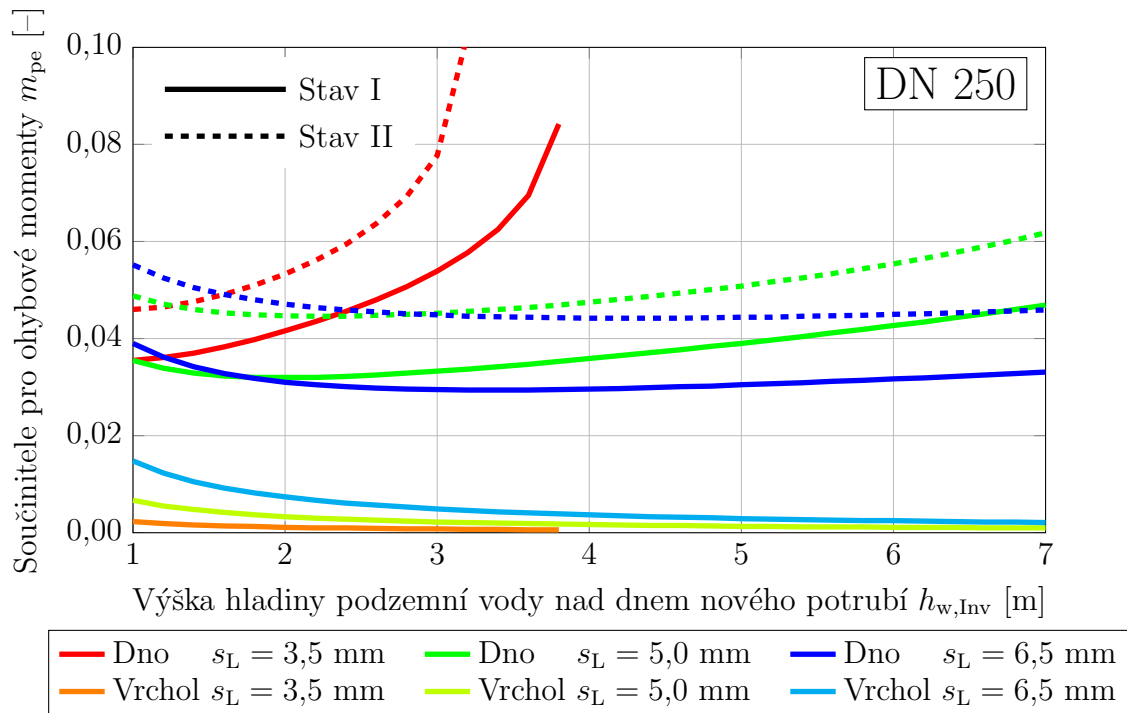
Zadán byl lineárně pružný materiál s modulem tečení $E_{\text{creep}} = 1800 \text{ MPa}$ podle předpokladů, viz kap. 6.2.6. Byl zvolen Poissonův součinitel $\nu = 0,38$ [69].

Potrubí byla zatížena hydrostatickým tlakem od hladiny podzemní vody výšky 1 m až 7 m nad jejich dnem. Před aplikací bylo zatížení vynásobeno součinitelem bezpečnosti S (dle předpokladů ve směrnici [45] je $S = 2$), výsledky pak byly vyděleny tímto součinitelem. Vlastní tíha byla zanedbána.

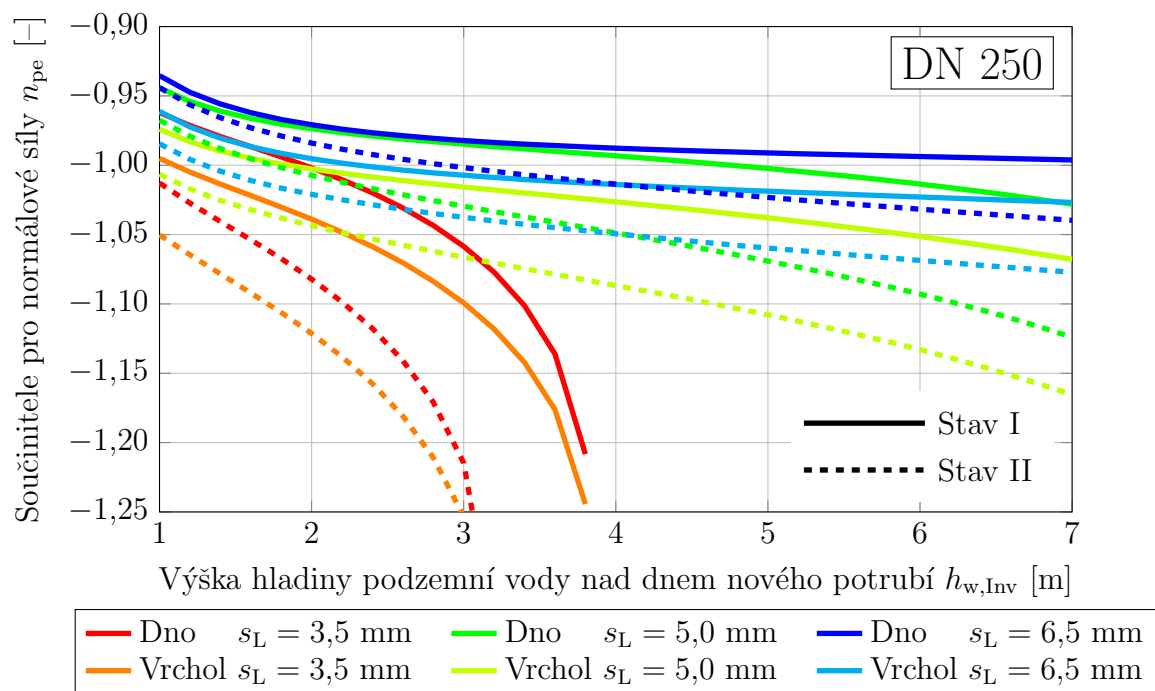
Nové potrubí bylo modelováno pomocí rovinných konečných prvků za předpokladu rovinné deformace. Po tloušťce stěny trubky bylo zadáno osm prvků. Staré potrubí bylo modelováno jako tuhé. Na vnější povrch nového potrubí a na vnitřní povrch starého potrubí byly aplikovány kontaktní prvky. Tření mezi potrubími bylo zanedbáno. Analýzy byly provedeny geometricky nelineárně [42] s uvažováním kontaktů.

Z výsledků byly získány vnitřní síly v průřezích u vrcholu a u dna potrubí. Po jejich vydělení součinitelem bezpečnosti S byly z rovnic (6.43) a (6.44) vypočteny součinitele pro ohybové momenty m_{pe} a normálové síly n_{pe} . Výsledky z numerických výpočtů byly srovnány se směrnici [45]. Pro vybraná potrubí DN 250 o různých tloušťkách jsou na obr. 6.14 součinitele ohybových momentů m_{pe} stanovených směrnici [45] a na obr. 10.2 určených numerickým výpočtem. Srovnáním lze konstatovat, že výsledky jsou téměř shodné. Pro stav starého potrubí II jsou

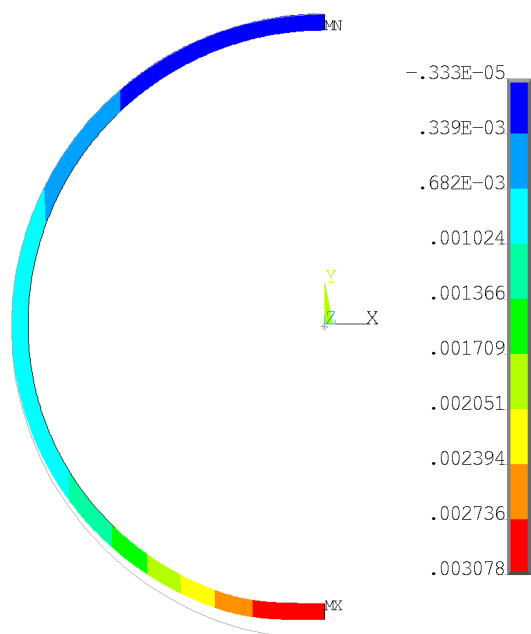
součinitele trochu menší. Z numerických výpočtů pro vybraná potrubí je patrné, viz obr. 10.3, že aproximace n_{pe} konstantní hodnotou není v určitých případech dostatečná a v některých případech součinitele pro normálové síly n_{pe} překračují normovou hodnotu $n_{pe} = -1,1$ pro tlaková namáhání, viz kap. 6.2.5.1.



Obr. 10.2 Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_{pe} pro nová potrubí DN 250 o různých tloušťkách na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem



Obr. 10.3 Závislost součinitelů pro normálové síly n_{pe} pro nová potrubí DN 250 o různých tloušťkách na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem



Obr. 10.4 Svislá posunutí pro nové PE-HD potrubí o průměru 250 mm a tloušťce stěny 6,5 mm při zatížení podzemní vodou o výšce 5 m nad dnem nového potrubí

Z hlediska bezpečnosti je vhodné provést výpočet se zatížením vynásobeným součinitelem bezpečnosti S . Poté však bývá problém s určením deformace. Po určení elastické změny průměru potrubí ve svislém směru $\Delta d_{v,el}$ z numerického výpočtu, viz obr. 10.4, je možné definovat elastickou relativní svislou změnu průměru nového potrubí, a to v několika variantách:

- (a) Na obr. 10.5 jsou výsledky $\delta_{v,el}$ z ověřovacího modelu, přičemž je po srovnání s grafem na obr. 6.18 zřejmé, že tento přístup byl použit ve směrnici [45]. V tomto případě elastická relativní svislá změna průměru nového potrubí byla pravděpodobně určena podle vztahu

$$\delta_{v,el} = \frac{\left(\frac{\Delta d_{v,el}}{2r_L} + \frac{w_v}{2r_L} \right) \cdot 100 \%}{S}. \quad (10.1)$$

Nicméně, při výpočtu celkové relativní svislé změny průměru nového potrubí, viz rovnice (6.50), je lokální imperfekce započítána dvojnásobnou hodnotou.

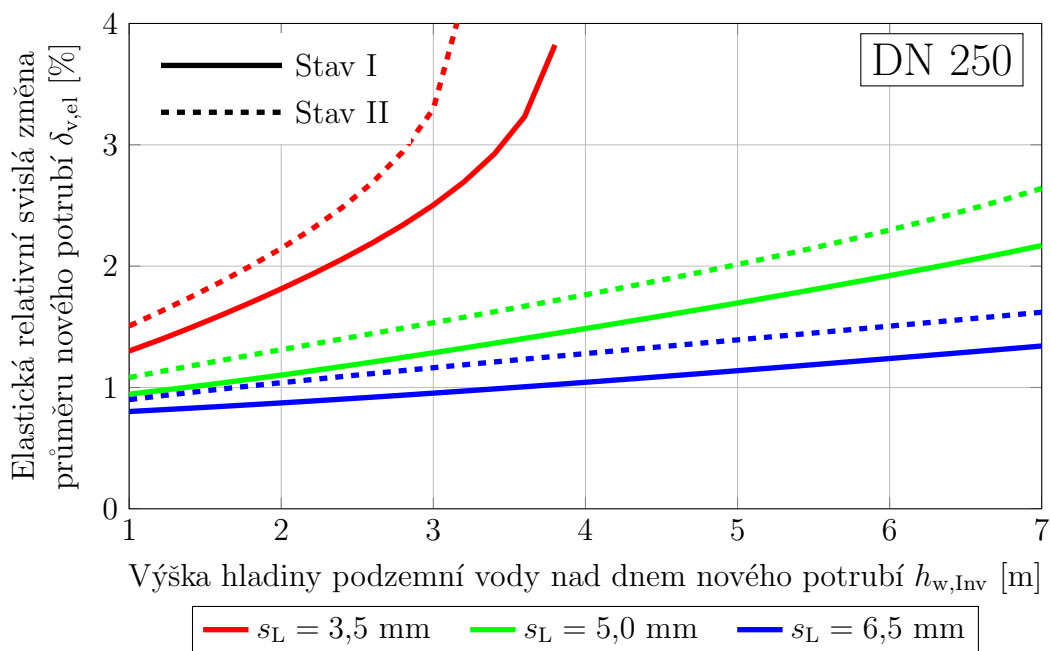
- (b) Elastická relativní svislá změna průměru nového potrubí je určena pouze z elastického posunutí

$$\delta_{v,el} = \frac{\frac{\Delta d_{v,el}}{2r_L} \cdot 100 \%}{S}. \quad (10.2)$$

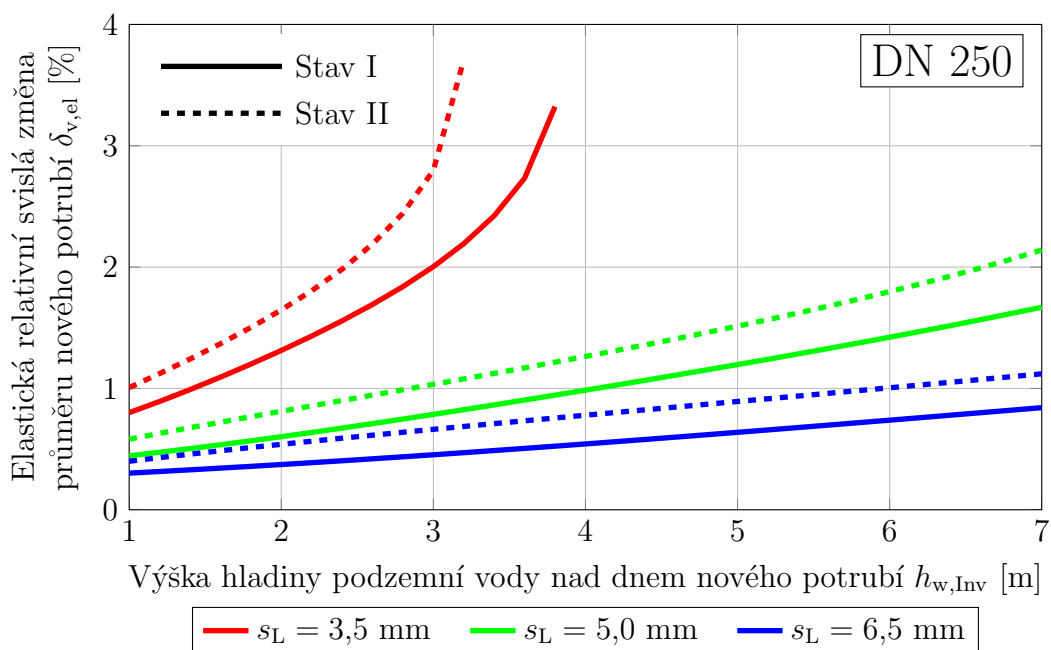
Za předpokladu, že součinitel bezpečnosti $S = 2$ je výsledná elastická relativní svislá změna průměru nového potrubí v grafu na obr. 10.6.

- (c) Elastická relativní svislá změna průměru nového potrubí je určena dle rov. (10.2), ale při uvažování skutečného zatížení ($S = 1$), viz obr. 10.7.

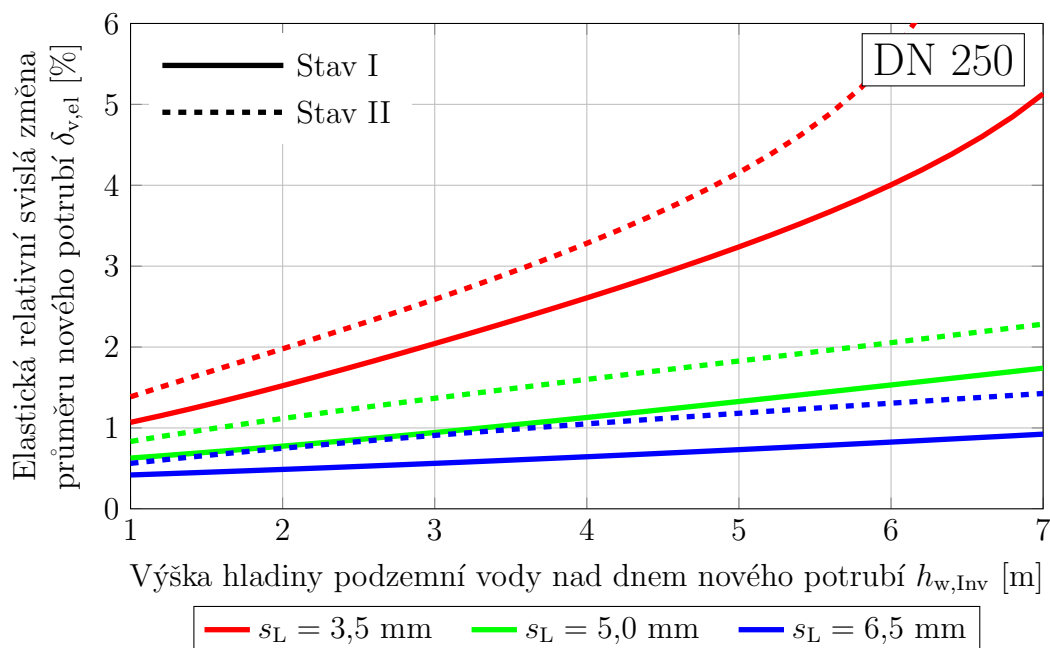
V případě varianty (a) je k hodnotě elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí přičtena relativní hodnota lokální imperfekce (vztažená k průměru potrubí). Otázkou je, proč zahrnovat počáteční imperfekci do výpočtu elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí. Původní výraz se tedy zredukuje do tvaru (b). Dále vyvstává otázka, není-li vhodnější pro výpočet elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí uvažovat skutečné zatížení (varianta (c)). Srovnáním všech přístupů pro výpočet elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí je možné konstatovat, že nejkonzervativnější výsledky jsou podle varianty (a).



Obr. 10.5 Závislost elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ DN 250 o různých tloušťkách na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem - varianta (a)



Obr. 10.6 Závislost elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ DN 250 o různých tloušťkách na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem - varianta (b)



Obr. 10.7 Závislost elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ DN 250 o různých tloušťkách na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem - varianta (c)

10.1.2 Nové návrhové diagramy

Směrnice [45] předpokládá, viz odstavec 6.2.6.1, materiál nového potrubí, jehož modul tečení odpovídá zhruba modulu tečení PVC (krátkodobý $E_{creep} = 3000$ MPa a dlouhodobý $E_{creep} = 1500$ MPa [45]). Výrazně se však liší zejména od dlouhodobých hodnot modulů tečení materiálu jako je PE-HD (krátkodobý $E_{creep} = 800$ MPa a dlouhodobý $E_{creep} = 160$ MPa [45]), který se v současné době často používá pro plastová potrubí. Dalším předpokladem je, že mezera mezi starým a novým potrubím je 1 %, přičemž směrnice [45] uvádí, že pro technologii renovace vyvolžkováním těsně přiléhajícími trubkami by měla být tato mezera alespoň 2 %. Dalším omezením jsou pevně definované imperfekce, a to zejména mezera mezi starým a novým potrubím, která významně ovlivňuje únosnost potrubí a pro technologii, jako je např. renovace vyvolžkováním kontinuálními trubkami, může být značně větší.

Pomocí numerického modelu, jehož výsledky byly ověřeny se směrnicí [45], byly vytvořeny nové návrhové diagramy pro různé rozměrové řady a průměry potrubí. Diagramy jsou uvedeny v příloze 14.2. Analýzy byly provedeny pro potrubí, jejichž stěna je plná.

Pro posouzení napětí je dle směrnice [45] nutné nejprve určit vnitřní síly, a to pomocí koeficientů pro ohybové momenty a normálové síly. Poté je podle rov. (6.40) a (6.41) možné určit napětí, viz kap. 6.2.5.1. Další možností je definovat přímo napětí v závislosti na zatížení. Pro materiály, jejichž dovolená napětí v tahu a tlaku jsou stejná by bylo možné použít pro posouzení von Misesovo napětí σ_{eqv} nebo první hlavní napětí σ_1 a třetí hlavní napětí σ_3 . Pro materiály jejichž dovolená napětí v tahu a tlaku jsou rozdílná by bylo možné použít první hlavní napětí σ_1 pro posouzení dovoleného napětí v tahu a třetí hlavní napětí σ_3 pro posouzení dovoleného napětí v tlaku.

10.1.3 Porovnání metod

V této kapitole jsou porovnány různé metody pro statické posouzení polyetylenových potrubí použitých pro obnovu stávajících potrubí. Srovnávány byly metody podle následujících norem (směrnic):

- ATV-M 127E [45] s použitím dostupných diagramů,
- ATV-M 127E [45] s použitím nových návrhových diagramů,
- ASTM F1606 [47].

Srovnání bylo provedeno pro nové polyetylenové potrubí s vnějším průměrem $d_e = 250$ mm a různým rozměrovým poměrem DR (11, 17, 26, 32) instalovaného do starého potrubí. Polyetylen byl uvažován s modulem tečení $E_{creep} = 160$ MPa a Poissonovým součinitelem $\nu = 0,38$.

Byly předpokládány různé návrhové situace:

- stav starého potrubí I, mezera mezi novým a starým potrubím 1 %, viz tab. 10.1,
- stav starého potrubí I, mezera mezi novým a starým potrubím 4 %, viz tab. 10.2,
- stav starého potrubí II, mezera mezi novým a starým potrubím 1 %, viz tab. 10.3,
- stav starého potrubí II, mezera mezi novým a starým potrubím 4 %, viz tab. 10.4,

kde stav starého potrubí a mezera mezi novým a starým potrubím jsou definovány podle směrnice [45]. Ostatní předpoklady byly pro všechny varianty provedené podle [45] uvažovány stejné jako v kap. 6.2.6.1.

Posouzení stability polyetylenových potrubí podle normy [47] bylo provedeno pomocí rovnic (6.60) a (6.65). Součinitel bezpečnosti S byl uvažován hodnotou 2 v obou rovnicích. V rovnici (6.60) byl uvažován faktor K hodnotou 7. V případě stavu starého potrubí II, byla ovalita nového potrubí uvažována jako $w_{AR,v}/r_L \cdot 100 \% = 3 \%$, viz kap. 6.2.6.1. Odpovídající ovalita podle normy [47] byla určena pomocí rovnice (6.64). Ovalita starého potrubí q a redukční faktor pro ovalitu C jsou tedy závislé na rozměrovém poměru DR .

Srovnání různých variant je uvedeno v tab. 10.1 až 10.4. Jako referenční veličina pro porovnání různých kritérií posouzení (napětí, deformace, stabilita) byla uvažována maximální výška podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv,max}$. Norma (směrnice) a kritérium posouzení jsou uvedeny v prvním a druhém sloupci každé tabulky. V dalších sloupcích je uvedena maximální výška podzemní vody $h_{w,Inv,max}$ podle rozměrového poměru DR nového potrubí. Otazník v tab. 10.1 až 10.4 označuje, že hodnotu maximální výšky podzemní vody $h_{w,Inv,max}$ nebylo možné určit s použitím nových návrhových diagramů, jelikož před dosažením limitní hodnoty došlo ke ztrátě stability potrubí. Hvězdička označuje, že hodnotu maximální výšky podzemní vody $h_{w,Inv,max}$ nebylo možné určit s použitím dostupných návrhových diagramů definovaných v současné směrnici [45]. Pro posouzení napětí pomocí nových návrhových diagramů byly použity hlavní napětí σ_1 a σ_3 .

Tab. 10.1 Maximální výška hladiny podzemní vody $h_{w,Inv,max}$ [m] nad dnem nového polyethylenového potrubí ($d_e = 250$ mm) podle různých kritérií posouzení; stav starého potrubí I, mezera mezi novým a starým potrubím 1 %.

Norma (směrnice)	Kritérium posouzení	$DR=11$	$DR=17$	$DR=26$	$DR=32$
ATV-M 127E [45] Dostupné návrhové diagramy	Napětí	*	*	*	*
	Deformace	*	*	*	*
	Stabilita	47,1	15,5	5,0	2,8
ATV-M 127E [45] Nové návrhové diagramy	Napětí	49,3	18,6	?	?
	Deformace	?	?	?	?
	Stabilita	67,0	20,3	6,3	3,5
ASTM F1606-05 [47]	Stabilita Rovnice (6.60)	133,4	32,6	8,5	4,5
	Stabilita Rovnice (6.65)	19,1	4,7	1,2	0,6

? Hodnota není dostupná z důvodu ztráty stability

* Hodnotu není možné určit pomocí současné směrnice [45]

Tab. 10.2 Maximální výška hladiny podzemní vody $h_{w,Inv,max}$ [m] nad dnem nového polyethylenového potrubí ($d_e = 250$ mm) podle různých kritérií posouzení; stav starého potrubí I, mezera mezi novým a starým potrubím 4 %.

Norma (směrnice)	Kritérium posouzení	$DR=11$	$DR=17$	$DR=26$	$DR=32$
ATV-M 127E [45] Dostupné návrhové diagramy	Napětí	*	*	*	*
	Deformace	*	*	*	*
	Stabilita	40,1	12,1	3,5	1,8
ATV-M 127E [45] Nové návrhové diagramy	Napětí	43,5	15,1	?	?
	Deformace	57,6	16,7	?	?
	Stabilita	60,0	16,8	4,5	2,5
ASTM F1606-05 [47]	Stabilita Rovnice (6.60)	133,4	32,6	8,5	4,5
	Stabilita Rovnice (6.65)	19,1	4,7	1,2	0,6

? Hodnota není dostupná z důvodu ztráty stability

* Hodnotu není možné určit pomocí současné směrnice [45]

Tab. 10.3 Maximální výška hladiny podzemní vody $h_{w,Inv,max}$ [m] nad dnem nového polyethylenového potrubí ($d_e = 250$ mm) podle různých kritérií posouzení; stav starého potrubí II, mezera mezi novým a starým potrubím 1 %.

Norma (směrnice)	Kritérium posouzení	$DR=11$	$DR=17$	$DR=26$	$DR=32$
ATV-M 127E [45] Dostupné návrhové diagramy	Napětí	*	*	*	*
	Deformace	*	*	*	*
	Stabilita	44,3	14,1	4,4	2,4
ATV-M 127E [45] Nové návrhové diagramy	Napětí	43,0	16,2	?	?
	Deformace	50,1	17,0	?	?
	Stabilita	51,0	17,5	5,3	3,0
ASTM F1606-05 [47]	Stabilita Rovnice (6.60)	104,5	25,3	6,6	3,5
	Stabilita Rovnice (6.65)	19,1	4,7	1,2	0,6

? Hodnota není dostupná z důvodu ztráty stability

* Hodnotu není možné určit pomocí současné směrnice [45]

Tab. 10.4 Maximální výška hladiny podzemní vody $h_{w,Inv,max}$ [m] nad dnem nového polyethylenového potrubí ($d_e = 250$ mm) podle různých kritérií posouzení; stav starého potrubí II, mezera mezi novým a starým potrubím 4 %.

Norma (směrnice)	Kritérium posouzení	$DR=11$	$DR=17$	$DR=26$	$DR=32$
ATV-M 127E [45] Dostupné návrhové diagramy	Napětí	*	*	*	*
	Deformace	*	*	*	*
	Stabilita	37,7	11,0	3,1	1,6
ATV-M 127E [45] Nové návrhové diagramy	Napětí	37,6	13,1	?	?
	Deformace	39,2	12,0	3,4	1,9
	Stabilita	51,0	14,4	3,9	2,1
ASTM F1606-05 [47]	Stabilita Rovnice (6.60)	104,5	25,3	6,6	3,5
	Stabilita Rovnice (6.65)	19,1	4,7	1,2	0,6

? Hodnota není dostupná z důvodu ztráty stability

* Hodnotu není možné určit pomocí současné směrnice [45]

Norma [47] používá pouze kritérium stability pro posouzení. Směrnice [45] používá kritéria napětí, deformace a stability. Z výsledků uvedených v tab. 10.1 až 10.4 je patrné, že kritérium napětí nebo deformace může být v některých případech rozhodující, zejména pro potrubí s menším rozměrovým poměrem DR . Na druhou stranu, kritérium stability je rozhodující pro potrubí s větším rozměrovým poměrem DR . Dále je možné si všimnout, že maximální výška podzemní vody $h_{w,Inv,max}$ určená podle směrnice [45] a normy [47] pro kritérium stability se poměrně liší. Rovnice (6.65) je velmi konzervativní pro uvažované případy. Na druhou stranu, rovnice (6.60) s faktorem $K = 7$ může být na straně nebezpečné v případech, kdy by lokální imperfekce nebo mezeru mezi novým a starým potrubím měli být zohledněny. Srovnáním výsledků (tab. 10.1 až 10.4) normy [47] se směrnicí [45] s použitím nových návrhových diagramů pro zvolené DR a pro kritérium stability vyplývá, že faktor K by měl být v rozmezí od 3,1 do 6,1.

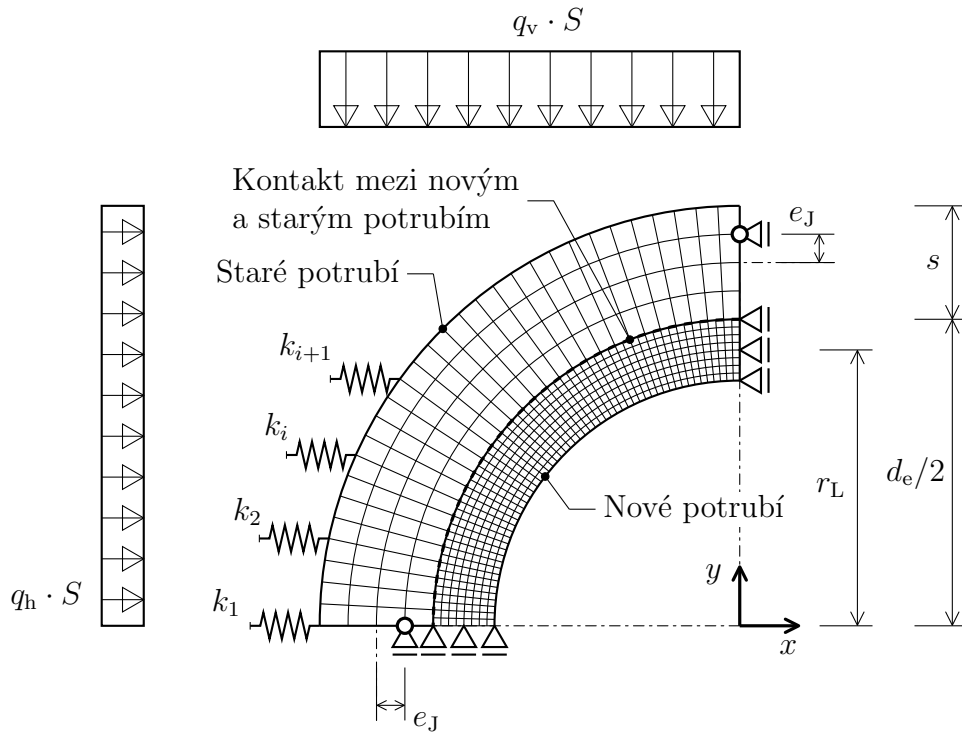
Posouzení stability podle směrnice [45] s použitím dostupných návrhových diagramů se jeví konzervativně. Důvodem může být použití oddělených redukčních faktorů pro lokální imperfekci κ_v , ovalitu $\kappa_{AR,v}$ a mezeru mezi novým a starým potrubím κ_s , viz rovnice (6.52), [17], [5].

10.2 Stav starého potrubí III

Pro stav starého potrubí III byla snaha vytvořit ověřovací model, pomocí něhož by byly určeny stejné hodnoty návrhových koeficientů, jaké jsou uvedeny ve směrnici [45]. Výsledky tohoto modelu byly navíc porovnány s výsledky komplexnějšího modelu, který lépe zohledňuje interakci potrubí a zemního prostředí.

10.2.1 Ověřovací model

Na základě předpokladů uvedených v kap. 6.2.6.2 byl vytvořen numerický model zohledňující interakci nového potrubí, starého potrubí a okolní zeminy, viz obr. 10.8. Použity byly i další zdroje, např. [11], [12], [9]. Přesto však nebylo možné všechny parametry numerického modelu určit.



Obr. 10.8 Schéma numerického modelu pro stav starého potrubí III

Numerický model je tvořen novým potrubím a starým potrubím. Okolní zemina je zohledněna pomocí horizontálních pružin a působícího zatížení. Model byl vytvořen čtvrtinový a za předpokladu rovinné deformace. Po tloušťce stěny nového potrubí bylo zadáno 6 prvků a po tloušťce stěny starého potrubí byly zadány 4 prvky. Mezi starým a novým potrubím byly zadány kontaktní prvky. Tření nebylo uvažováno. Část starého potrubí byla na každém konci kloubově podepřena, viz schéma na obr. 10.8. Oba klouby byly excentricky vychýleny od střednice o čtvrtinu tloušťky stěny starého potrubí (u vrcholu směrem ven a u boku směrem dovnitř).

Materiál nového potrubí byl zadán lineárně pružný s modulem tečení $E_{\text{creep}} = 2000 \text{ MPa}$ a Poissonovým součinitelem $\nu = 0,38$. Staré potrubí bylo uvažováno jako tuhé, byl proto zadán modul pružnosti $E = 1000 \text{ GPa}$ a Poissonův součinitel $\nu = 0,3$. Vlastní tíha obou potrubí byla zanedbána.

Horizontální pružiny zohledňující tuhost zeminy byly zadány do každého uzlu na povrchu starého potrubí. Jedná se o nelineární pružiny vylučující tahová namáhání. Tuhost i -té pružiny byla určena jako [9]

$$k_i = \frac{S_{\text{Bh}}}{\frac{d_e}{2} + s} \Delta y_i, \quad (10.3)$$

kde S_{Bh} je horizontální tuhost zeminy, d_e je vnější průměr potrubí, s je tloušťka starého potrubí a Δy_i je výška zeminy, jejíž horizontální tuhost má být nahrazena danou pružinou.

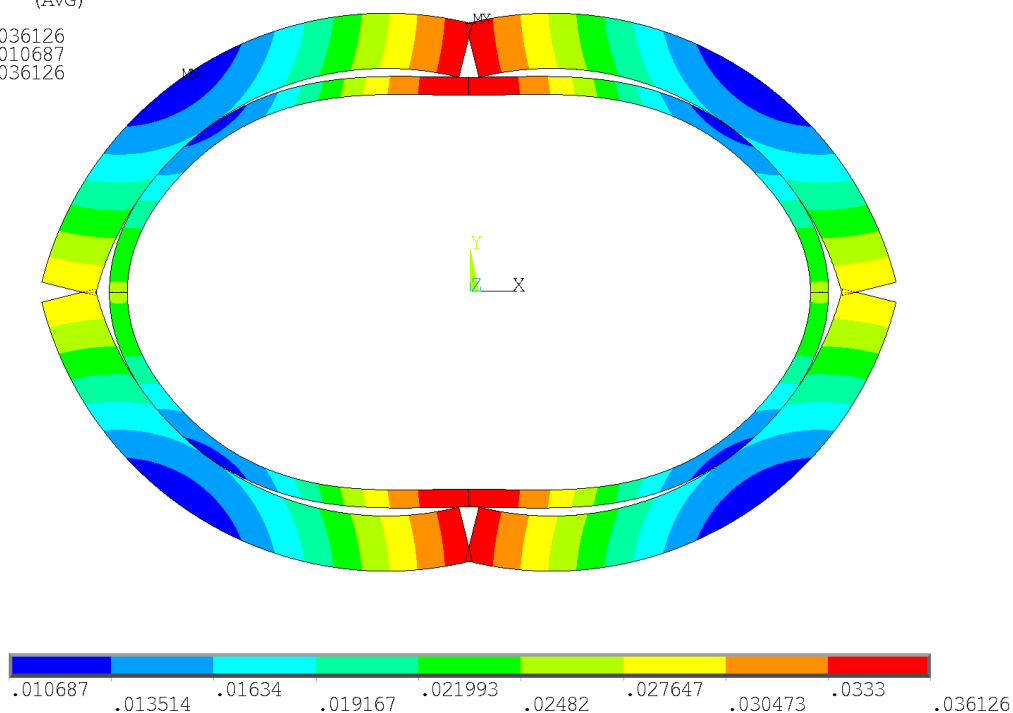
Na povrch starého potrubí bylo aplikováno svislé zatížení q_v a horizontální zatížení q_h . Zatížení byly přenásobeny součinitelem bezpečnosti S . Horizontální zatížení bylo určeno jako

$$q_h = q_v K'_2, \quad (10.4)$$

kde K'_2 je součinitel zemního tlaku a dle předpokladů, viz kap. 6.2.6.2, je $K'_2 = 0,2$.

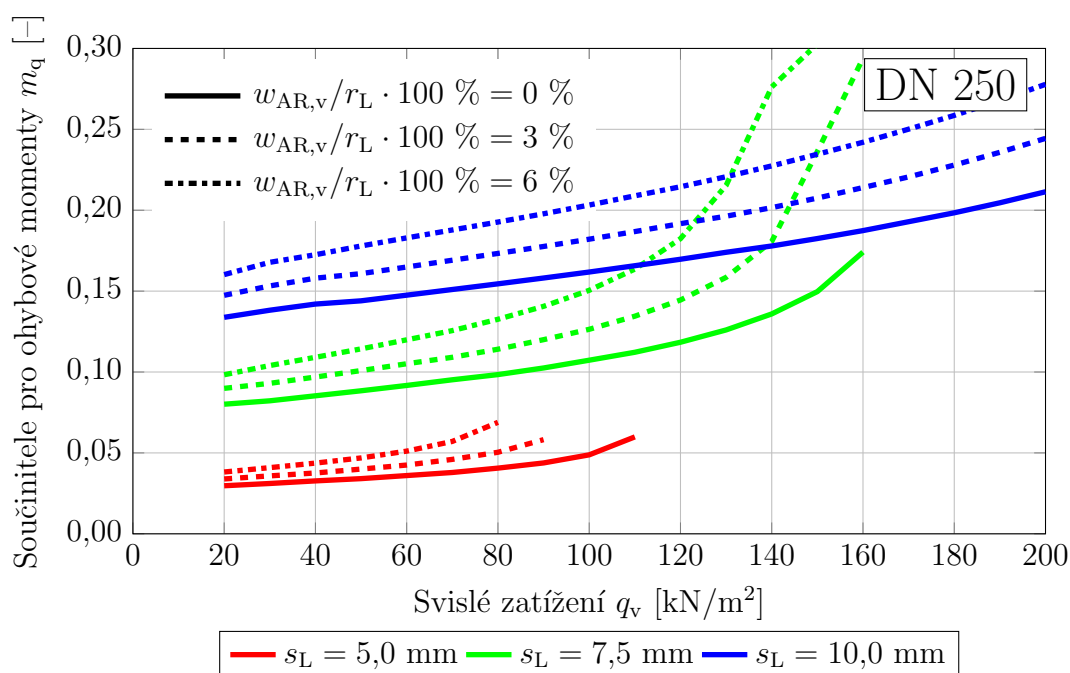
Pomocí numerického modelu byly získány návrhové součinitele pro potrubí uvedené ve směrnici [45]. Pro potrubí DN 250 o různých tloušťkách jsou uvedeny součinitele pro ohybové momenty m_q na obr. 10.10, součinitele pro normálové síly n_q na obr. 10.11 a relativní svislá změna nového potrubí na obr. 10.13. Celkové posunutí pro potrubí DN 250 tloušťky stěny $s_L = 7,5$ mm umístěné ve starém potrubí ve stavu III je uvedeno na obr. 10.9 (výsledky modelu jsou ozrcadleny podle rovin yz a xz).

```
NODAL SOLUTION
STEP=1
SUB =110
TIME=1
/EXPANDED
USUM      (AVG)
RSYS=0
DMX =.036126
SMN =.010687
SMX =.036126
```



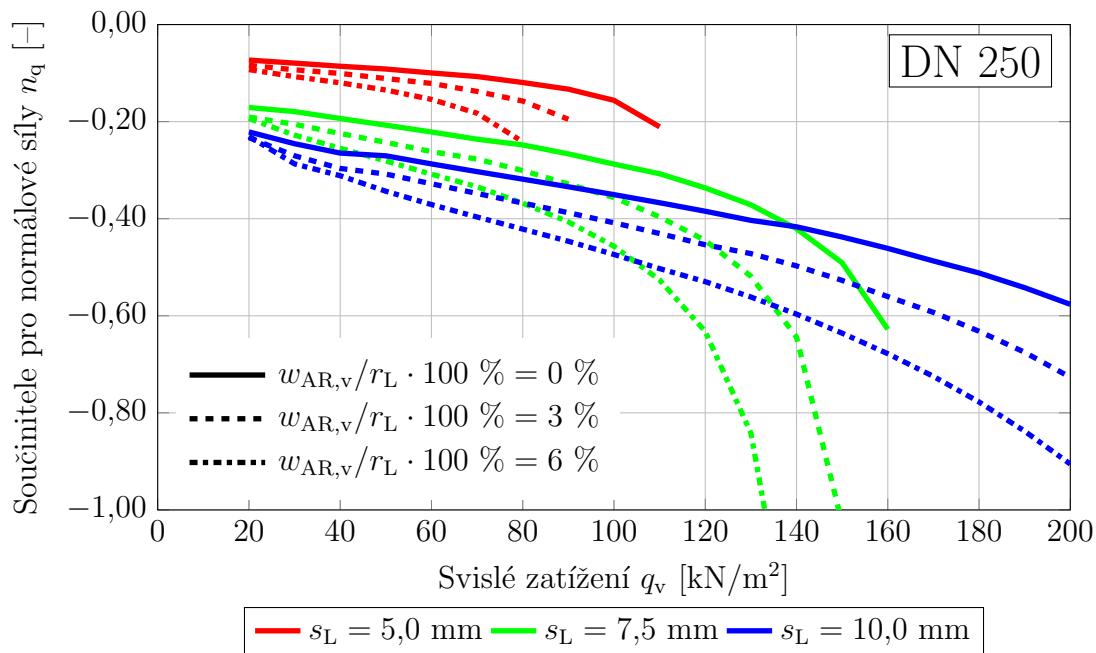
Obr. 10.9 Celkové posunutí pro potrubí DN 250 tloušťky stěny $s_L = 7,5$ mm umístěné ve starém potrubí ve stavu III

Porovnáním součinitelů pro ohybové momenty m_q určené ověřovacím numerickým modelem, viz obr. 10.10, se součiniteli pro ohybové momenty m_q definovanými směrnici [45], viz obr. 6.15, lze konstatovat, že hodnoty jsou srovnatelné. Pro určitá potrubí však byly ověřovacím modelem získány hodnoty součinitelů pro ohybové momenty m_q při vyšším svislém zatížení q_v , než při kterém jsou definovány směrnici. To může být způsobeno např. konvergenčními kritérii, které pro ověřovací model nebylo možné určit. Dále se jeví, že při menších svislých zatíženích q_v a pro velikost ovality větší než nula jsou hodnoty součinitelů pro ohybové momenty m_q ve srovnání se směrnici menší.

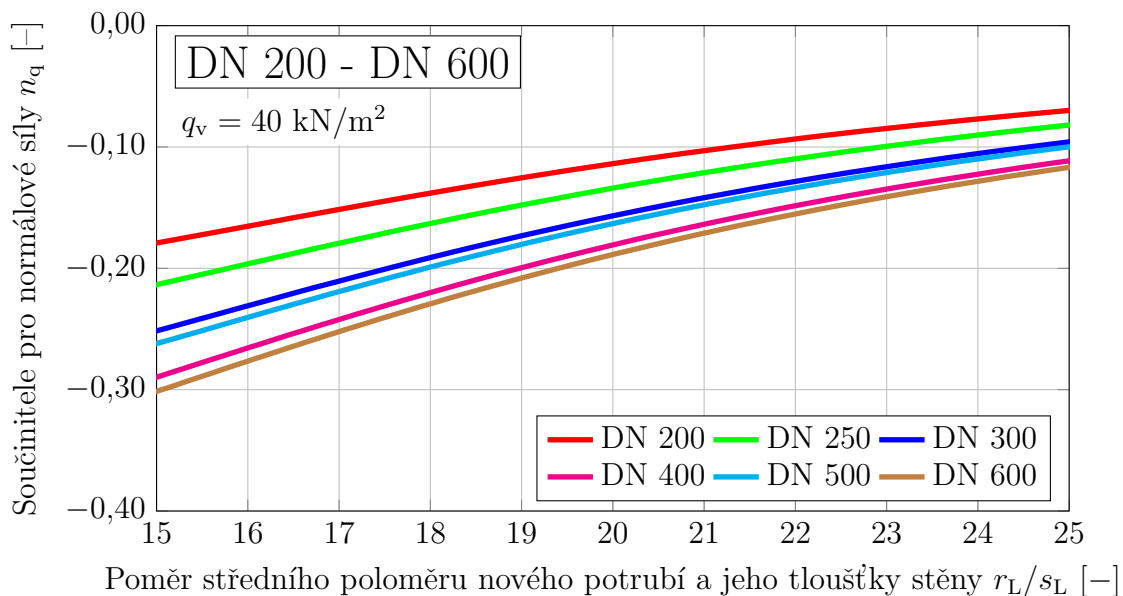


Obr. 10.10 Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_q pro nová potrubí DN 250 o různých tloušťkách na svislém zatížení q_v , horizontální tuhost zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa

Směrnice [45] uvádí závislosti součinitelů pro normálové síly n_q na poměru středního poloměru nového potrubí a jeho tloušťky stěny r_L/s_L . Pro horizontální tuhost zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa jsou tyto závislosti uvedeny pro svislé zatížení $q_v = 40$ kN/m² na obr. 6.16 a pro $q_v = 80$ kN/m² na obr. 6.17. V závislostech jsou zohledněny potrubí od DN 200 po DN 600. Na obr. 10.11 je uvedena závislost součinitelů pro normálové síly n_q pro nová potrubí DN 250 na svislém zatížení q_v získaná ověřovacím modelem. Na obr. 10.12 je uvedena závislost součinitelů pro normálové síly n_q pro nová potrubí DN 200 až DN 600 na poměru středního poloměru nového potrubí a jeho tloušťky stěny r_L/s_L pro horizontální tuhost zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa a ovalitu nového potrubí $w_{AR,v}/r_L \cdot 100 \% = 0 \%$. Tloušťka starého potrubí byla uvažována pro každé DN potrubí dle tab. 6.15. Je zřejmé, že závislosti se pro různé vnější průměry nových potrubí, na rozdíl od směrnice [45] (viz obr. 6.16), liší. Porovnáním hodnot uvedených ve směrnici, viz obr. 6.16, a výsledků z numerické analýzy, viz obr. 10.12, plyne, že hodnotám ve směrnici odpovídá výsledek pro DN 600. Součinitele pro normálové síly n_q pro DN 200 až DN 500 jsou nižší. Je tedy možné předpokládat, že směrnice [45] uvádí pouze nejvíce konzervativní závislost součinitelů pro normálové síly n_q na poměru r_L/s_L , která byla určena pro různé vnější průměry nových potrubí.

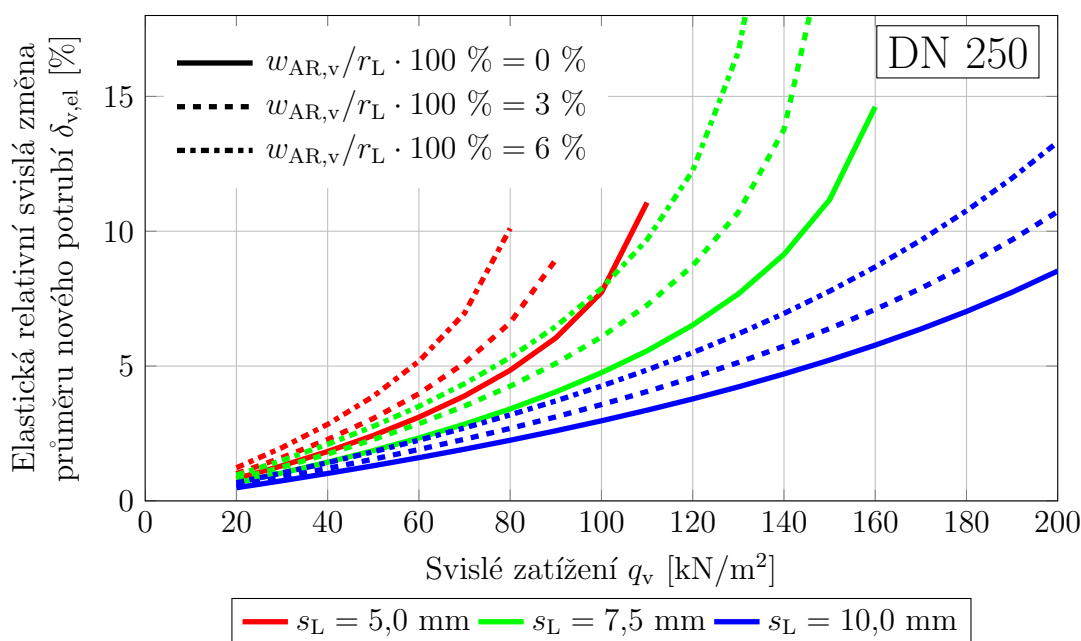


Obr. 10.11 Závislost součinitelů pro normálové síly n_q pro nová potrubí DN 250 o různých tloušťkách na svislém zatížení q_v , horizontální tuhost zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa



Obr. 10.12 Závislost součinitelů pro normálové síly n_q pro nová potrubí DN 200 až DN 600 na poměru středního poloměru nového potrubí a jeho tloušťky stěny r_L/s_L při svislém zatížení $q_v = 40$ kN/m², horizontální tuhost zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa, $w_{AR,v}/r_L \cdot 100 \% = 0 \%$

Směrnice [45] uvádí závislosti elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ na svislém zatížení q_v pro určitý rozsah vnějších průměrů nového potrubí. Na obr. 6.19 je uvedena tato závislost pro nová potrubí v rozsahu DN 200 až DN 300. Porovnáním výsledků numerických analýz pro DN 250, viz obr. 10.13, vyplývá, že výsledky pro tloušťku potrubí $s_L = 10$ mm jsou srovnatelné. Nicméně hodnoty z numerických analýz jsou o trochu nižší. Pro ostatní tloušťky jsou hodnoty z numerických analýz zřetelně vyšší.

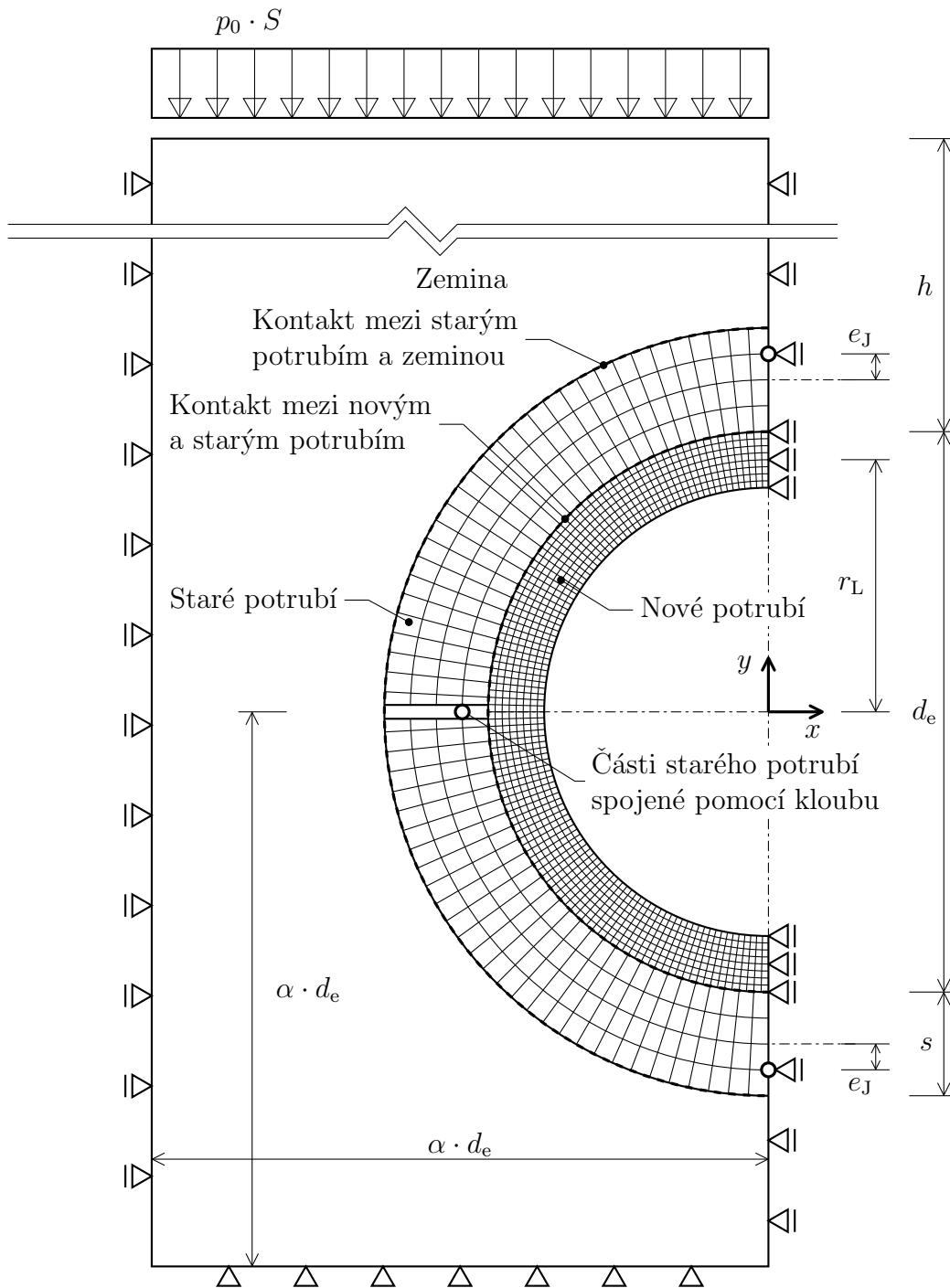


Obr. 10.13 Závislost elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ DN 250 o různých tloušťkách na svislém zatížení q_v , horizontální tuhost zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa

Jedním z předpokladů uvedených ve směrnici [45] je, že modul tečení nového potrubí $E_{creep} = 2000$ MPa. Tato hodnota se liší od hodnoty modulu tečení pro PE-HD, která je $E_{creep} = 160$ MPa. Vzhledem k tomu nelze návrhové diagramy uvedené ve směrnici [45] použít pro praktické navrhování potrubí z PE-HD. Pomocí výše uvedeného numerického modelu lze již tyto diagramy vytvořit, přičemž by bylo nutné započítat i vliv podzemní vody.

10.2.2 Model interakce potrubí se zeminou

Dále byl vytvořen numerický model pro stav starého potrubí III s okolní zeminou modelovanou pomocí rovinných konečných prvků, viz obr. 10.14, za předpokladu rovinné deformace. Vzhledem k symetrii byl vytvořen pouze poloviční model. Model je tvořen novým potrubím, starým potrubím a okolní zeminou. Stávající potrubí je rozděleno na čtyři části (pro poloviční model na dvě části), které jsou spojeny kloubově. Podle předpokladů jsou klouby u vrcholu a u dna starého potrubí excentricky odsazeny od střednice směrem ven o čtvrtinu tloušťky stěny a kloub na boku potrubí směrem dovnitř. Mezi novým a starým potrubím a mezi zeminou a starým potrubím byly zadány kontaktní prvky. Tření bylo zanedbáno.



Obr. 10.14 Schéma numerického modelu pro stav starého potrubí III s okolní zemínou

Nové potrubí bylo zadáno s vnějším průměrem $d_e = 250$ mm a tloušťkou stěny $s_L = 5$ mm, $s_L = 7,5$ mm a $s_L = 10$ mm. Dle předpokladů nebyla lokální imperfekce a mezera mezi novým a starým potrubím uvažována. Naopak, byla definována ovalita $w_{AR,v}/r_L \cdot 100 \% = 0 \%$, $w_{AR,v}/r_L \cdot 100 \% = 3 \%$ a $w_{AR,v}/r_L \cdot 100 \% = 6 \%$. Staré potrubí bylo zadáno s tloušťkou stěny $s = 23$ mm, viz tab. 6.15. Výška nad novým potrubím h byla měněna od 1 m od cca 10 m. Analyzován byl vliv vzdálenosti okrajových podmínek na výsledky. Jako dostačující vzdálenost horizontálních a

vertikálních okrajových podmínek, která již nemá vliv na výsledky, byla určena hodnota $10 \cdot d_e$ od počátku souřadnicového systému, viz obr. 10.14.

Pro nové potrubí byl zadán lineárně pružný materiál s modulem pružnosti $E = 2000$ MPa, viz kap. 6.2.6.2, Poissonovým součinitelem $\nu = 0,38$ a hustotou $\rho = 950$ kg/m³. Staré potrubí bylo uvažováno jako tuhé, byl proto zadán modul pružnosti $E = 1000$ GPa a Poissonův součinitel $\nu = 0,3$. Pro staré potrubí byla zadána hustota $\rho = 2500$ kg/m³.

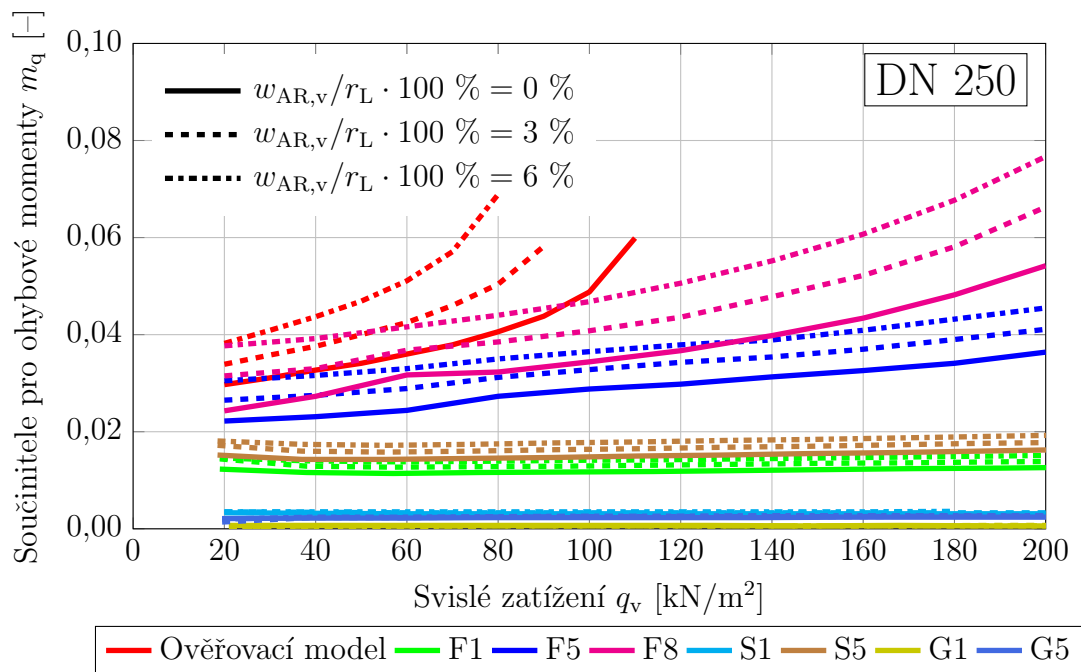
Zemina byla modelována pomocí Druckerova-Pragerova materiálového modelu, viz kap. 7.4.1. Program ANSYS [42] uvažuje Druckerův-Pragerův materiálový model ve variantě, ve které jeho plocha plasticity ve tvaru kužele opisuje Mohrův-Coulombův šestiboký jehlan. Byl tedy proveden přepočítání vstupních parametrů na variantu tzv. ekvivalentního kužele. Mohrův-Coulombův materiálový model nebyl v použité verzi programu ANSYS [42] implementovaný. Použité materiálové parametry pro vybrané třídy zemin dle [48] jsou uvedeny v tab. 10.5. Dilatance byla zadána u všech tříd zemin nulová.

Tab. 10.5 Charakteristiky zemin použitých v analýzách [48]

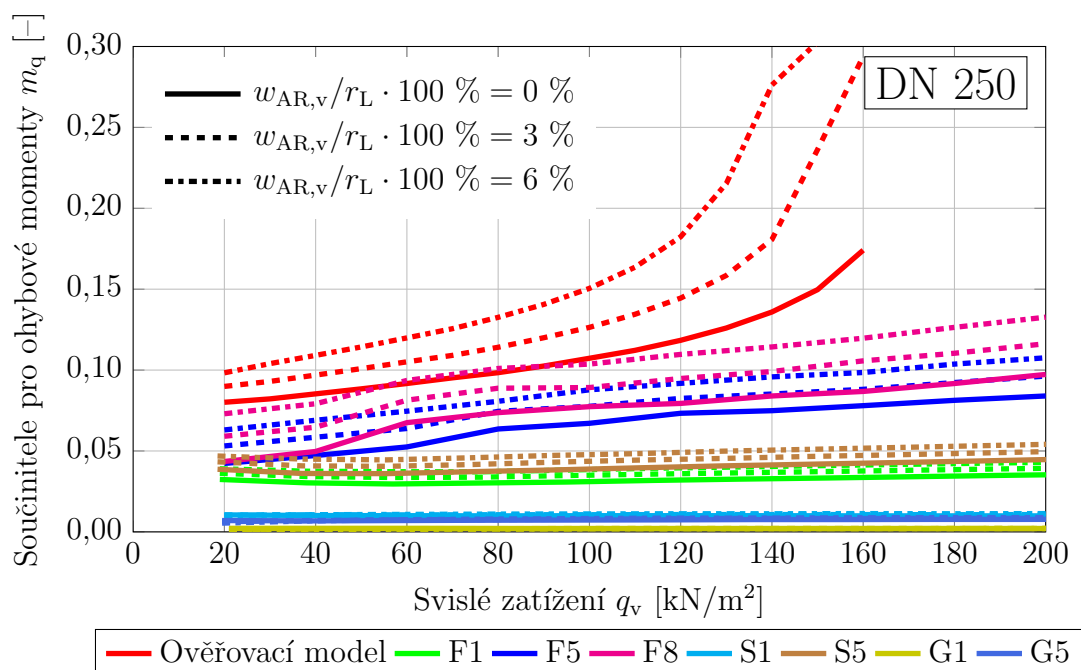
Třída	Objemová tíha γ_s [kN/m ³]	Deformační modul E_{def} [MPa]	Poissonův součinitel ν [-]	Úhel vnitřního tření φ_{ef} [°]	Koheze c [kPa]
F1	19	5	0,35	26	4
F5	20	1,5	0,4	19	8
F8	20	1,0	0,42	13	2
S1	20	30	0,28	34	0,5*
S5	18,5	4	0,35	26	4
G1	21	250	0,2	36	3*
G5	19,5	40	0,3	28	2

* Z důvodu numerické stability

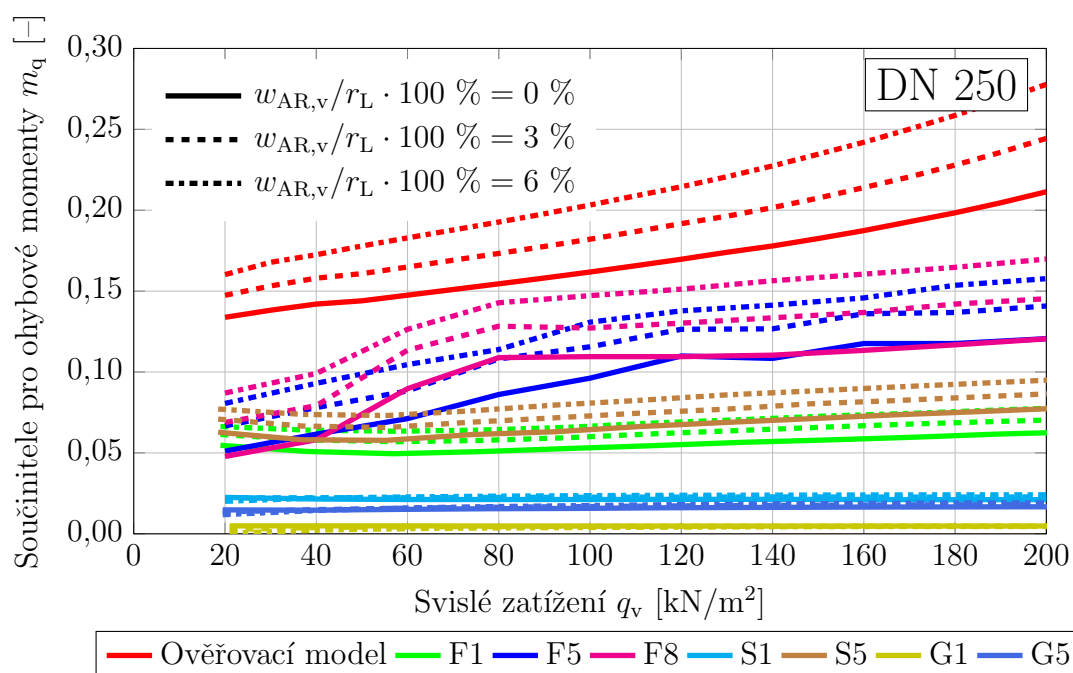
Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_q na svislém zatížení q_v pro různé třídy zemin je pro nové potrubí DN 250 o tloušťce stěny $s_L = 5$ mm uvedena na obr. 10.15, o tloušťce stěny $s_L = 7,5$ mm na obr. 10.16 a o tloušťce stěny $s_L = 10$ mm na obr. 10.17. Závislost součinitelů pro normálové síly n_q na svislém zatížení q_v pro různé třídy zemin je pro nové potrubí DN 250 o tloušťce stěny $s_L = 5$ mm uvedena na obr. 10.18, o tloušťce stěny $s_L = 7,5$ mm na obr. 10.19 a o tloušťce stěny $s_L = 10$ mm na obr. 10.20. Závislost elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ na svislém zatížení q_v pro různé třídy zemin je pro nové potrubí DN 250 o tloušťce stěny $s_L = 5$ mm uvedena na obr. 10.21, o tloušťce stěny $s_L = 7,5$ mm na obr. 10.22 a o tloušťce stěny $s_L = 10$ mm na obr. 10.23. Pro srovnání jsou navíc v grafech uvedeny výsledky z ověřovacího modelu.



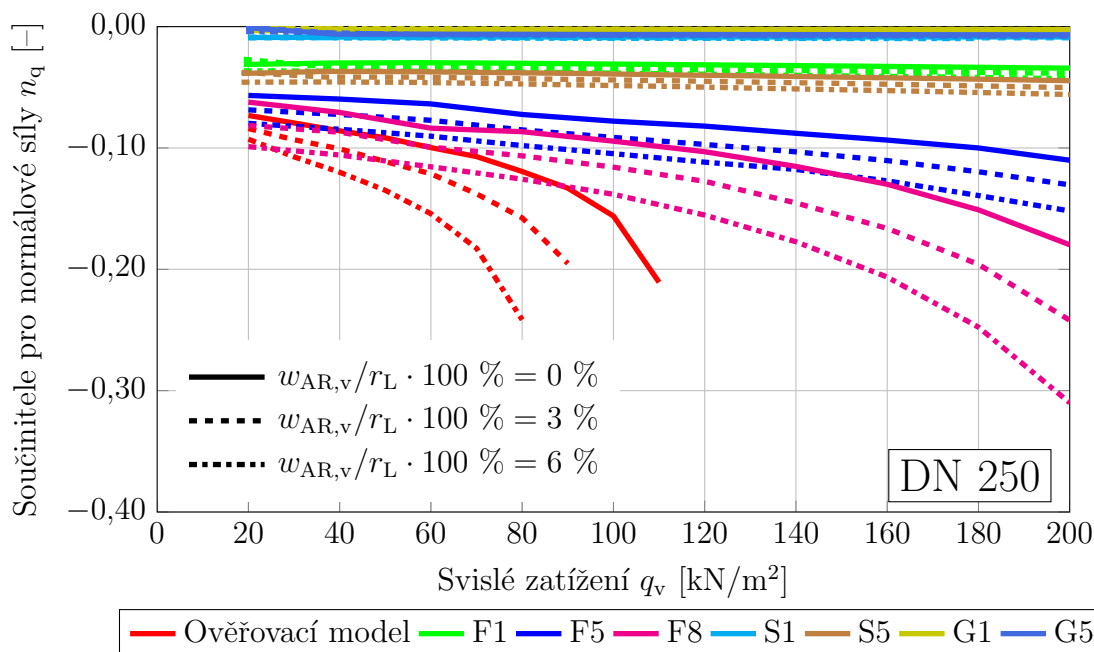
Obr. 10.15 Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_q pro nová potrubí DN 250 o tloušťce $s_L = 5$ mm na svislém zatížení q_v pro výpočet dle směrnice [45] s horizontální tuhostí zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa a pro model interakce potrubí s různými zeminami



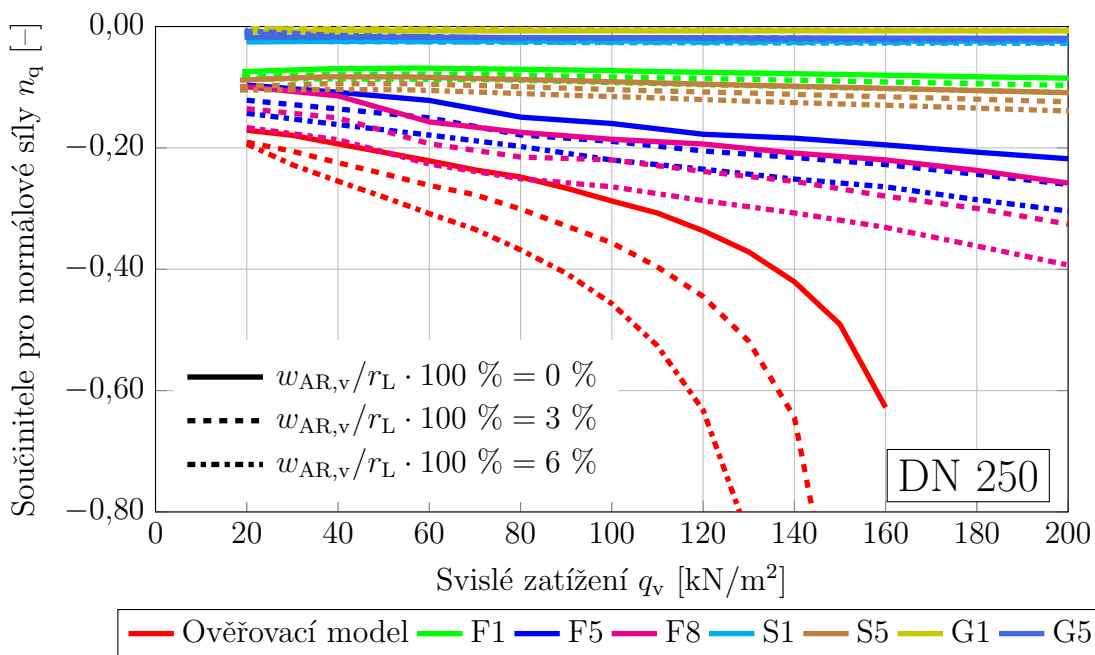
Obr. 10.16 Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_q pro nová potrubí DN 250 o tloušťce $s_L = 7,5$ mm na svislém zatížení q_v pro výpočet dle směrnice [45] s horizontální tuhostí zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa a pro model interakce potrubí s různými zeminami



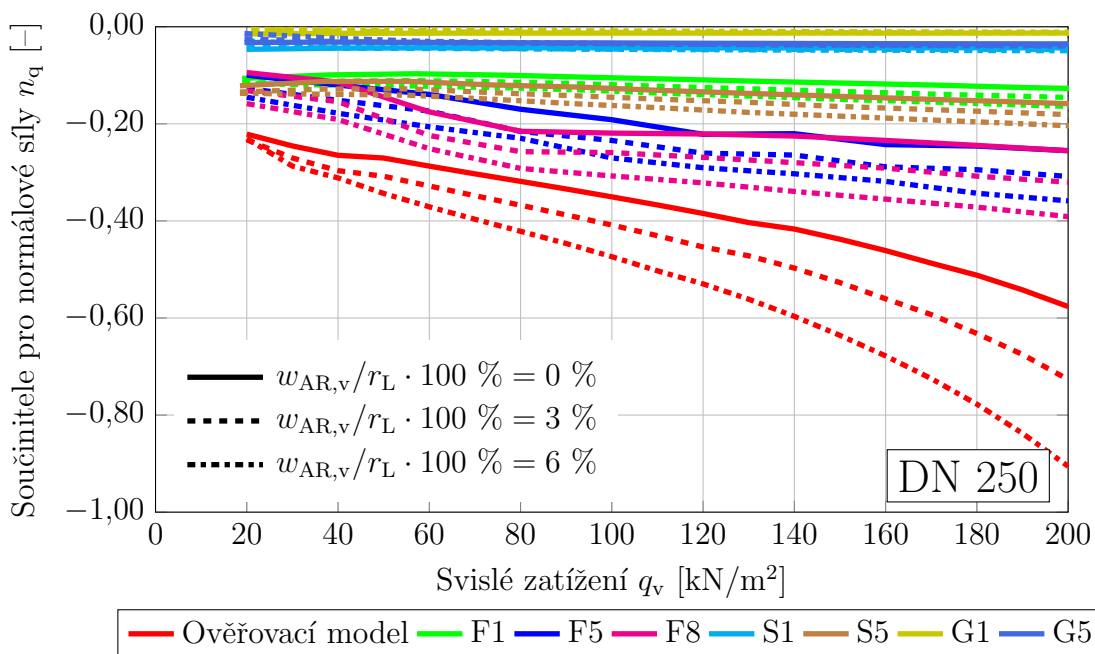
Obr. 10.17 Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_q pro nová potrubí DN 250 o tloušťce $s_L = 10$ mm na svislém zatížení q_v pro výpočet dle směrnice [45] s horizontální tuhostí zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa a pro model interakce potrubí s různými zeminami



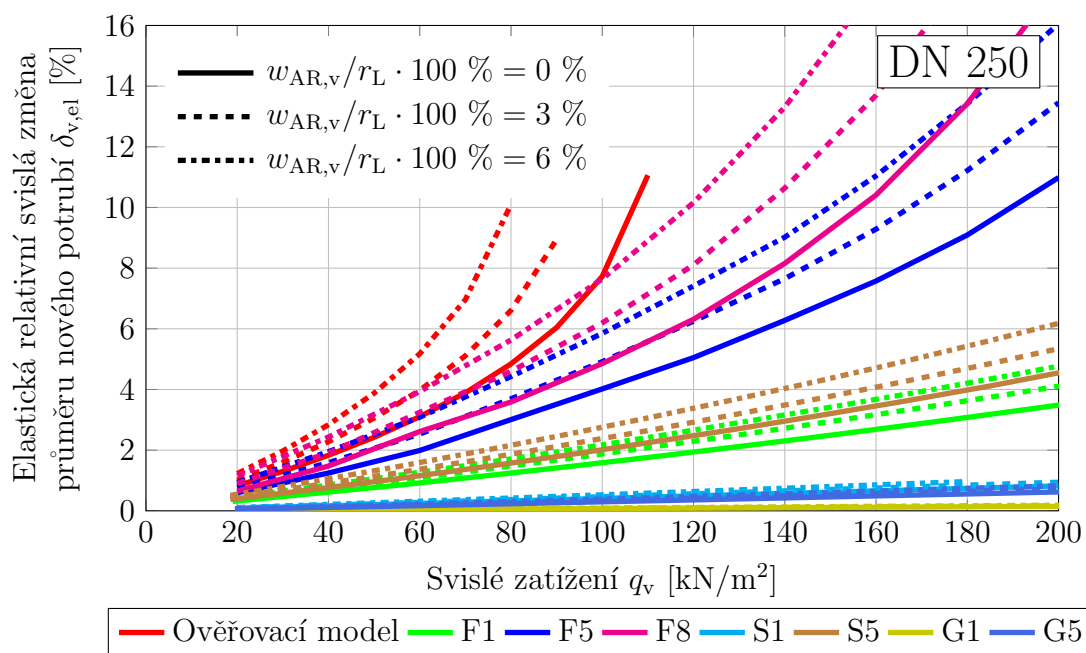
Obr. 10.18 Závislost součinitelů pro normálové síly n_q pro nová potrubí DN 250 o tloušťce $s_L = 5$ mm na svislém zatížení q_v pro výpočet dle směrnice [45] s horizontální tuhostí zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa a pro model interakce potrubí s různými zeminami



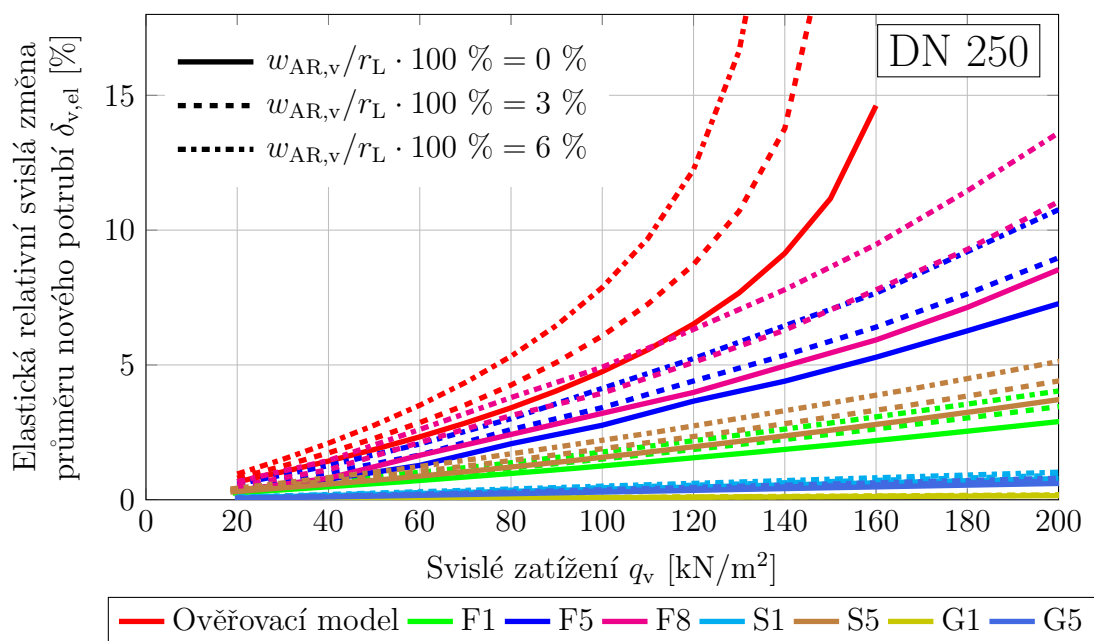
Obr. 10.19 Závislost součinitelů pro normálové síly n_q pro nová potrubí DN 250 o tloušťce $s_L = 7,5$ mm na svislém zatížení q_v pro výpočet dle směrnice [45] s horizontální tuhostí zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa a pro model interakce potrubí s různými zeminami



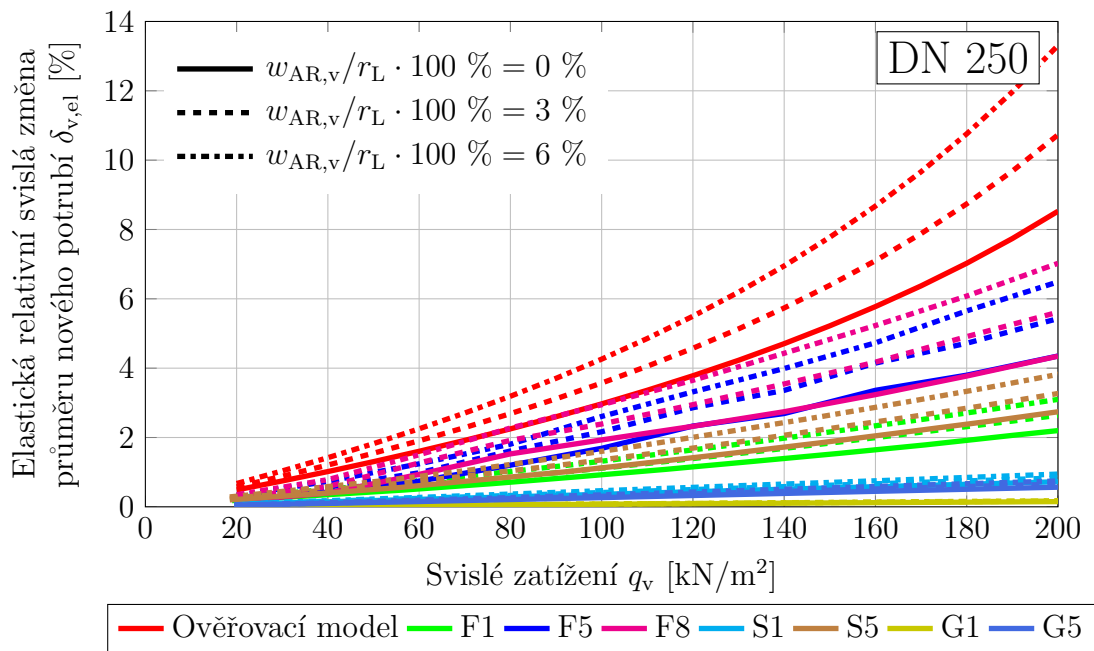
Obr. 10.20 Závislost součinitelů pro normálové síly n_q pro nová potrubí DN 250 o tloušťce $s_L = 10$ mm na svislém zatížení q_v pro výpočet dle směrnice [45] s horizontální tuhostí zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa a pro model interakce potrubí s různými zeminami



Obr. 10.21 Závislost elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ pro nová potrubí DN 250 o tloušťce $s_L = 5$ mm na svislém zatížení q_v pro výpočet dle směrnice [45] s horizontální tuhostí zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa a pro model interakce potrubí s různými zeminami



Obr. 10.22 Závislost elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ pro nová potrubí DN 250 o tloušťce $s_L = 7,5$ mm na svislém zatížení q_v pro výpočet dle směrnice [45] s horizontální tuhostí zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa a pro model interakce potrubí s různými zeminami



Obr. 10.23 Závislost elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ pro nová potrubí DN 250 o tloušťce $s_L = 10$ mm na svislém zatížení q_v pro výpočet dle směrnice [45] s horizontální tuhostí zeminy $S_{Bh} = 2,5$ MPa a pro model interakce potrubí s různými zeminami

Z porovnání výsledků ověřovacího modelu (viz kap. 10.2.1, obr. 10.8) a modelů interakce potrubí s různými zeminami vyplývá, že nejvyšší namáhání nového termoplastového potrubí je získáno z ověřovacího modelu. Tento ověřovací model se tedy jeví pro navrhování a posuzování nového potrubí při stavu III starého potrubí jako dostatečně konzervativní.

11 Závěr

Disertační práce se zabývala analýzou chování termoplastových potrubí v zemním prostředí, a to zejména pro potrubí prováděná pomocí bezvýkopových technologií. Pozornost byla zaměřena zejména na technologie vyvložkování kontinuálními trubkami a vyvložkování těsně přiléhajícími trubkami. Tyto technologie se v současné době často používají.

V disertační práci byly popsány mechanické vlastnosti termoplastů. Nejprve byly uvedeny krátkodobé mechanické vlastnosti získané ze zkoušky tahem. Pro zkoušku tahem byla vytvořena metodika jak aproximovat závislost skutečného napětí na logaritmické deformaci po vytvoření tzv. „neckingu“. Tvorbu „neckingu“ je možné pozorovat i u jiných materiálů, např. u oceli. Avšak oproti oceli je pro některé termoplasty charakteristické, že po zmenšení průřezové plochy nedochází k jejímu dalšímu zmenšování, nýbrž toto zúžení se šíří dál po délce vzorku. Takové chování se potvrdilo u zkoušek tahem vzorků z polyethylenu.

Dále byly uvedeny dlouhodobé mechanické vlastnosti termoplastů, a to modul tečení a mez pevnosti při tečení. Místo klasického modulu pružnosti získaného z krátkodobých zkoušek se používá tzv. modul tečení získaný z dlouhodobých zkoušek. Mez pevnosti při tečení termoplastů se získává z dlouhodobých zkoušek při víceosé napjatosti na trubkách zatížených vnitřním přetlakem. Je třeba zdůraznit, že při navrhování a posuzování termoplastových potrubí je nutné vycházet z těchto dlouhodobých hodnot.

Stručně byly popsány mechanické vlastnosti zemin, a to deformační charakteristiky a parametry pevnosti zemin.

Dále byly popsány vybrané technologie pro výstavbu nových a obnovu stávajících potrubních systémů, a to z hlediska postupu provádění, statického působení a jejich výhod a nevýhod. Uvedeno bylo také rozdělení technologií pro obnovu stávajících potrubních systémů dle platné normy a vybrané názvosloví.

Byla uvedena metodika pro posuzování termoplastového potrubí pokládávaného do otevřeného výkopu podle německé směrnice ATV–DVWK–A 127E [44]. Při statickém návrhu a posouzení tato směrnice zohledňuje geometrii rýhy výkopu, rozměry a materiál potrubí, zemní prostředí, způsob zásypu a zatížení.

Dále byla uvedena metodika statického posuzování termoplastového potrubí při technologii obnovy podle německé směrnice ATV–M 127E [45]. Statický návrh a posouzení nového potrubí závisí na stavu starého potrubí, geometrii, materiálech a zatížení. Směrnice [45] rozlišuje tři typy geometrických imperfekcí, a to lokální imperfekci, ovalitu a mezeru mezi starým a novým potrubím.

Následně byla uvedena metodika statického posuzování termoplastového potrubí pro technologii vyvložkování těsně přiléhajícími trubkami podle americké normy ASTM F1606 [47]. Při statickém návrhu a posouzení tato norma zohledňuje rozměry a materiál potrubí, zatížení a zjednodušeně vliv stávajícího potrubí a okolní zeminy.

Materiál potrubí je důležitým parametrem ovlivňujícím jeho únosnost, deformaci a stabilitu. Uvedená metodika dle německých směrnic [44] a [45] zjednodušuje závislost modulu tečení na napětí, teplotě a čase a závislost meze pevnosti při tečení na teplotě a čase pro vysokohustotní polyethylen a definuje pouze diskrétní hodnoty

obou veličin, a to krátkodobé a dlouhodobé. Srovnáním hodnot mechanických veličin vybraných termoplastových materiálů podle různých norem (směrnic) se ukázal jistý nesoulad. Americká norma [47] také uvažuje pouze diskrétní hodnotu modulu tečení.

Dle uvedených německých směrnic [44] a [45] je nutné potrubí posuzovat s ohledem na jejich předpokládanou životnost na základě tří kritérií. Jedná se o posouzení napětí, posouzení deformace a posouzení stability. Nicméně dle americké normy se posouzení provádí pouze pro kritérium stability.

Při numerických analýzách hrají významnou roli konstitutivní vztahy. Pozornost byla zaměřena na pružnoplastické, viskoelastické a pružno-viskoplastické modely. Uvedeno je odvození těchto modelů pro případ jednoosého napjatosti. Pro pružnoplastické modely bylo následně uvedeno zobecnění pro případy víceosé napjatosti. Pozornost byla také věnována numerické integraci, jak pro případy jednoosé napjatosti, tak pro případy víceosé napjatosti. Na základě uvedené teorie byly naprogramovány některé materiálové modely do programu ANSYS, jako je např. model s Misesovou podmínkou plasticity s různými funkcemi zpevnění, Druckerův-Pragerův model s hyperbolickou funkcí plasticity a zpevněním či změkčením.

Byly provedeny experimenty, při kterých byla polyethylenová potrubí zatěžována vnějším hydrostatickým tlakem. Pro experimenty bylo nutné navrhnout a vyrobit zkušební zařízení. Na základě numerických analýz byla navržena ocelová tlaková komora ve tvaru válce, do které bylo možné vložit zkoušená polyethylenová potrubí. Pro určení mechanických vlastností materiálu potrubí byly provedeny krátkodobé zkoušky tahem a ohybem. U tahové zkoušky polyethylenových vzorků se potvrdila závislost mechanických vlastností na rychlosti zatěžování.

Cílem experimentů bylo stanovit kritický vnější tlak při ztrátě stability potrubí a určit celkové chování potrubí během zatěžování a zejména při ztrátě stability. Zkoušeny byly potrubí o odlišných rozměrech při různých variantách okolních podmínek. Mezi tyto varianty patří potrubí umístěné volně (varianta A), vložené do ocelového potrubí (varianta B) a obsypané zeminou (varianta C). Varianta B reprezentovala technologie vyvločkování kontinuálními trubkami a vyvločkování těsně přiléhajícími trubkami. Během experimentu docházelo k pozvolné deformaci téměř u všech potrubí (kromě jednoho experimentu u varianty C) a nedocházelo k výraznějším dynamickým efektům. Ukázalo se, že při ztrátě stability potrubí docházelo v tlakové komoře k výraznému poklesu tlaku. U varianty A a C docházelo ke ztrátě stability potrubí tak, že se potrubí ovalizovalo. U varianty B docházelo nejdříve ke ztrátě stability, při které se potrubí ovalizovalo stejně jako u variant A a C. Následně došlo k opření polyethylenového potrubí o potrubí ocelové a při dalším zatěžování došlo k další ztrátě stability, při které se stěna potrubí prolomila do tvaru „U“. Z kamery umístěné ve zkoušeném potrubí bylo zjištěno, že u všech variant se deformace po ztrátě stability lokalizuje do omezené oblasti uprostřed potrubí. Až po dotyku vnitřního povrchu potrubí se deformace šířila po celé jeho délce. U varianty A a C byla určena výsledná deformace potrubí přibližně ve tvaru „∞“. U varianty B byla určena výsledná deformace potrubí ve tvaru „U“. Dále se ukázalo, že z naměřené geometrie potrubí před deformací lze v případě variant A a C s velkou pravděpodobností předpovídat tvar potrubí po deformaci.

Experimenty, při kterých byla polyethylenová potrubí zatěžována vnějším hydrostatickým tlakem, byly numericky simulovány pomocí metody konečných

prvků v programu ANSYS. Numerické modely byly vytvořeny pro různé rozměry potrubí a pro vybrané okolní podmínky potrubí. Analýzy byly provedeny pro různé materiálové modely. Parametry materiálových modelů byly kalibrovány a validovány na numerických modelech tahových a ohybových zkoušek. Výsledky z numerických analýz byly porovnávány s výsledky z experimentů. Na základě porovnání byly definovány závěry a doporučení pro numerické simulování trubek zatížených vnějším přetlakem.

Z výsledků numerických analýz vyplynulo, že pro určení kritického vnějšího tlaku při ztrátě stability potrubí u varianty A nebo při první ztrátě stability potrubí u varianty B je dostačující použít numerický model s lineárně pružným chováním s modulem pružnosti odpovídajícím dané rychlosti zatěžování. Případně je vhodné použít numerický model s viskoelastickým chováním, který rychlost zatěžování zohledňuje. To platí pro potrubí vyšších rozměrových řad, u kterých není při ztrátě stability dosaženo napětí vyšších, než je mez kluzu. Pro potrubí nižších rozměrových řad je nutné použít numerický model zohledňující plastické chování materiálu.

Numerické modely nepredikovaly správný vývoj deformace po ztrátě stability potrubí u materiálových modelů s lineárně pružným a viskoelastickým chováním. Pro pružnoplastické materiálové modely se zpevněním bylo nutné vhodně zvolit parametry pro danou rychlost zatěžování, obecně se však rychlost deformace může v každé části konstrukce a v čase lišit, proto použití tohoto materiálového modelu nemusí být korektní. V analýzách byl použit také numerický model s viskoplastickým chováním, který již zohlednil rychlost deformace v plastické oblasti. Avšak pro elastickou oblast bylo nutné vhodně zadat parametry pro danou rychlost zatěžování. V ideálním případě by bylo vhodné použít materiálový model, který by korektně zohlednil jak viskoelastické, tak viskoplastické chování materiálu a byl by použitelný pro velké deformace. Takový materiálový model, však není v použité verzi programového systému ANSYS [42] implementovaný.

Disertační práce se dále zabývala numerickými modely podle směrnice [45], která se používá pro statické posouzení obnovovaných potrubí. Směrnice [45] uvádí pro návrh a posouzení potrubí návrhové koeficienty ve formě diagramů, které byly určeny nelineárními analýzami na základě jistých předpokladů. Tyto předpoklady jsou v určitých případech omezující. Toto omezení se týká zejména použitého materiálu a geometrických imperfekcí. Na základě směrnice [45] byly vytvořeny numerické modely, jejichž výsledky byly ověřeny s hodnotami uvedenými ve směrnici, přitom byly zjištěny jisté nesrovnalosti. Např. u nosného stávajícího potrubí byly zjištěny nesrovnalosti v hodnotách součinitelů pro normálové síly a elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí, u nenosného stávajícího potrubí se závislosti součinitelů normálových sil na poměru středního poloměru nového potrubí a jeho tloušťky stěny pro různé vnější průměry nových potrubí liší.

V případě nosného stávajícího potrubí byl numerický model modifikován tak, aby lépe odpovídal polyethylenovým potrubím použitým pro technologie vyvložkování kontinuálními trubkami a vyvložkování těsně přiléhajícími trubkami. Na základě modifikovaného numerického modelu byly vytvořeny nové návrhové diagramy použitelné pro praktické navrhování polyethylenových potrubí použitých pro obnovu stávajících potrubí. Dále byl uveden návrh na zjednodušení posouzení nových potrubí dle [45], a to v použití přímo vypočítaných hodnot napětí namísto součinitelů pro normálové síly a momenty. Výsledky určené na základě stávajících a nových

návrhových diagramů dle německé směrnice [45] byly porovnány s výsledky americké normy [47]. Z porovnání vyplynulo, že kritérium napětí nebo deformace může být v některých případech rozhodující, zejména pro potrubí s menším rozměrovým poměrem. Na druhou stranu, kritérium stability je rozhodující pro potrubí s větším rozměrovým poměrem. Dále posouzení pro kritérium stability podle směrnice [45] a normy [47] se poměrně liší.

V případě nenosného stávajícího potrubí byly výsledky zjednodušeného numerického modelu ověřeného dle směrnice [45] porovnány s výsledky komplexnějšího numerického modelu lépe zohledňujícího interakci potrubí a zemního prostředí. Analýzy byly provedeny pro různé třídy zemin. Potvrdilo se, že numerický model vytvořený podle předpokladů uvedených ve směrnici [45] se jeví pro navrhování termoplastových potrubí umístěných v stávajících nenosných potrubí jako konzervativní.

12 Literatura

- [1] ARAMIS, Version V6.3.0-9, © 2013 GOM GmbH, Mittelweg 7-8, 38106 Braunschweig, Germany.
- [2] Bathe, K. J. *Finite Element Procedures*. Prentice-Hall, str. 1043, 2014, ISBN 978-0-9790049-2-6.
- [3] Belytschko, T., Liu, W. K., Moran, B., Elkhodary, K. I., *Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures*, John Wiley & Sons, str. 804, 2014, ISBN 978-1-118-63270-3.
- [4] Boot, J. C. *Elastic buckling of cylindrical pipe linings with small imperfections subject to external pressure*, Trenchless Technology Research, Vol.12, Nos. 1-2, str. 3-15, 1998.
- [5] Boot, J. C., Gumbel, J. E. *Structural analysis of sewer linings by B. Falter*, Trenchless Technology Research, 1998.
- [6] Davis, J.R. *Tensile Testing*, ASM International, 2nd edition, 2004, ISBN-13: 978-0871708069.
- [7] Falter, B. *Grenzlasten von einseitig elastisch gebetteten kreiszylindrischen Konstruktionen*, 1980.
- [8] Falter, B. *Lining Stability: an Analysis of Damaged Sewers*, New Orleans: 2004.
- [9] Falter, B. *Praktische Vorgehensweise beim Standsicherheitsnachweis für Linersysteme in Abwasserkanälen*. Tiefbau Ingenieurbau Straßenbau H. 9 (1994) 13-28.
- [10] Falter, B. *Statische Berechnung von Abwasserkanälen und -leitungen nach ATV-DVWK-A 127, 3. Auflage 08.2000*. In Schriftenreihe aus dem Institut für Rohrleitungsbau an der FH Oldenburg, Band 24 (Hrsg. Prof. Lenz). Vulkan Verlag, Essen (2001) 366-380.
- [11] Falter, B. *Structural analysis of sewer linings*, Trench & Technol. Res., Vol. II, No. 2, str. 27-41, 1996.
- [12] Falter, B. *Structural design of linings*, Underground Infrastructure Research: Municipal, Industrial and Environmental Applications. Knight & Thomson (eds), pp. 49-58 © 2001, Swets & Zeitlinger, Lisse, ISBN 90 2651 820 X.
- [13] Falter, B., Fingerhut, S. *Wall Thickness Required for Sewer Linings*, International No-Dig, Berlin, 2011.
- [14] Falter, B., Hain, H. *Zum Stabilitätsproblem des starr oder elastisch gebetteten Kreisringes infolge gleichmäßiger Temperaturerhöhung*, Pflüger-Festschrift, TU Hannover 1977.

- [15] Falter, B., Wolters, M. *Mindestüberdeckung und Belastungsansätze für flach überdeckte Abwasserkanäle (MIBAK)*, Kooperatives Forschungsprojekt IV-9-042 3E1, IV-7-042 3E1 0010, gefördert durch das MUNLV, 2008.
- [16] Gottfried, W. E. *Mit Kunststoffen konstruieren*, Carl Hanser Verlag München, 2007, ISBN 978-3-446-41322-1.
- [17] Gumbel, J. *New Approach to Design of Circular Liner Pipe to Resist External Hydrostatic Pressure*, 2001.
- [18] Huang, J., Griffiths, D. V. *Return Mapping Algorithms and Stress Predictors for Failure Analysis in Geomechanics*, Journal of Engineering Mechanics ©ASCE, 2009.
- [19] Hutchinson, J. W., Neale, K. W. *Neck propagation*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Volume 31, Issue 5, 1983, Pages 405-426.
- [20] Jirásek, M., Bažant, Z. *Inelastic Analysis of Structures*. John Wiley and Sons. 2002. 758 s. ISBN 978-0-471-98716-1
- [21] Jirásek, M., Zeman, J. *Přetváření a porušování materiálů*. Česká technika – nakladatelství ČVUT, Praha: 2008. 176 s. ISBN 978-80-01-03555-9.
- [22] Klepsatel, F., Raclavský, J. *Bezvýkopová výstavba a obnova podzemních vedení*, Bratislava: 2007. ISBN 978-80-8076-053-3.
- [23] Kojić, M., Bathe, K.J. *Inelastic Analysis of Solids and Structures*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg. 2005. 414 s. ISBN 3-540-22793-8.
- [24] Křupka, V., Schneider, P. *Konstrukce aparátů*, PC-DIR, spol. s r.o. - Nakladatelství, Brno, 1998, ISBN 80-214-1124-4.
- [25] Kwon, H. J., Jar P.-Y. B. *On the application of FEM to deformation of high-density polyethylene*, International Journal of Solids and Structures, Volume 45, Issues 11–12, 15 June 2008, Pages 3521-3543.
- [26] Law, T.C.M, Moore, I.D. *Response of repaired sewers under earth loads*, Transportation Research Record, No. 1845, pp. 173-181, 2003.
- [27] Loyda, M., Šponer, V., Ondráček, L. a kol. *Svařování termoplastů*. UNO Praha spol. s.r.o., 2001.
- [28] MATLAB Release 2011a, The MathWorks, Inc., Natick, Massachusetts, United States.
- [29] Mencl, V. *Mechanika zemin*. Nakladatelství Československé akademie věd. Praha: 1966.
- [30] Moore, D., Zhang, Ch. *Nonlinear Predictions for HDPE Pipe Response Under Parallel Plate Loading*, Journal of Transportation Engineering, Vol. 124, No. 3, May/June 1998, pp. 286-292, 1998.

- [31] Němec, I. *Nelineární mechanika*. Studijní opory pro studijní programy s kombinovanou formou studia. Brno: 2006.
- [32] Ortiz, M., Popov, E. P. *Accuracy and Stability of Integration algorithms for elastoplastic constitutive relations*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol. 21: 1561-1576, 1985.
- [33] Osswald, T.A., Menges, G. *Materials Science of Polymers for Engineers*. 2nd Edition. Carl Hanser Verlag. Munich: 2003.
- [34] Osswald, T.A., Baur, E., Brinkmann, S., Oberbach, K., Schmachtenberg, E. *International Plastics Handbook*. Carl Hanser Verlag. Munich: 2006.
- [35] Plášek, J., Ridoško, T., Kytýr, J., Gratza, R. *Časová změna kruhové tuhosti korugovaného termoplastového kanalizačního potrubí*, Stavební obzor, 2013.
- [36] *PE potrubní systémy – komplexní podklady pro navrhování a montáž PE systémů*, Wavin Osma, 2013.
- [37] Rektorys, K. *Přehled užití matematiky*. Prometheus. Praha: 2000. 1594 s. ISBN 80-7196-179-5.
- [38] Simo, J.C., Hughes, T.J.R. *Computational Inelasticity*. Springer-Verlag. New York: 1998. 392 s. ISBN 0-387-97520-9.
- [39] Simo, J.C., Taylor, R.L. *Consistent tangent operators for rate independent elastoplasticity*, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1985, 48 s.
- [40] Terzaghi, K., Peck, R. B., Mesri, G. *Soil Mechanics in Engineering Practice*. John Wiley & Sons, 1996, 549 s. ISBN-0-471-08658-4.
- [41] Thepot, O. *International Comparison of Methods for the Design of Sewer Linings*. Vulkan-Verlag GmbH, 2004.
- [42] Theory Reference. ANSYS. release 15.0.
- [43] Weiglová, K. *Mechanika zemin*. Akademické nakladatelství CERM. Brno: 2007.

Normy a směrnice

- [44] ATV – DVWK – A 127E *Static Calculation of Drains and Sewers*, 3rd Edition, ISBN 978-3-924063-42-9, August 2000.
- [45] ATV – M 127E Part 2: *Static Calculation for the Rehabilitation of Drains and Sewer Using Lining and Assembly Procedures*, ISBN 978-3-924063-50-4, January 2000.
- [46] ASTM F1216 *Standard Practice for Rehabilitation of Existing Pipelines and Conduits by the Inversion and Curing of a Resin-Impregnated Tube*, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 2009.

- [47] ASTM F1606 *Standard Practice for Rehabilitation of Existing Sewers and Conduits with Deformed Polyethylene (PE) Liner*, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 2014.
- [48] ČSN 73 1001 *Základová půda pod plošnými základy*, 1987.
- [49] ČSN 73 3050 *Zemní práce*, 1987, zrušena 2010.
- [50] ČSN EN 12889 *Bezvýkopové provádění stok a kanalizačních přípojek a jejich zkoušení*, 2001.
- [51] ČSN EN 1295-1 *Statický návrh potrubí uloženého v zemi pro různé zatěžovací podmínky - Část 1: Všeobecné požadavky*, 1999.
- [52] ČSN EN 1610 *Provádění stok a kanalizačních přípojek a jejich zkoušení*, 1999.
- [53] ČSN EN 1778 *Charakteristické hodnoty pro svařované konstrukce z termoplastů – Stanovení dovoleného namáhání a modulů pro navrhování svařovaných dílů z termoplastů*, 2002.
- [54] ČSN EN 1991-1-1 *Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-1: Obecná zatížení - Objemové tíhy, vlastní tíha a užitná zatížení pozemních staveb*, 2004.
- [55] ČSN EN 1991-1-3 *Eurokód 1: Zatížení konstrukcí - Část 1-3: Obecná zatížení - Zatížení sněhem*, 2005.
- [56] ČSN EN 1991-2 *Zatížení konstrukcí - Část 2: Zatížení mostů dopravou*, 2005.
- [57] ČSN EN ISO 11295 *Návod na klasifikaci a navrhování plastových potrubních systémů používaných pro renovaci*, 2010.
- [58] ČSN EN ISO 1167-1 *Trubky, tvarovky a sestavy z termoplastů pro rozvod tekutin - Stanovení odolnosti vnitřnímu přetlaku - Část 1: Obecná metoda*, 2009.
- [59] ČSN EN ISO 12162 *Materiály z termoplastů pro tlakové trubky a tvarovky - Klasifikace, označování a konstrukční (výpočtový, návrhový) koeficient*, 2010.
- [60] ČSN EN ISO 14688-1 *Geotechnický průzkum a zkoušení - Pojmenování a zařizování zemin - Část 1: Pojmenování a popis*, 2004.
- [61] ČSN EN ISO 14688-2 *Geotechnický průzkum a zkoušení - Pojmenování a zařizování zemin - Část 2: Zásady pro zařizování*, 2004.
- [62] ČSN EN ISO 178 *Plasty - Stanovení ohybových vlastností*, 2011.
- [63] ČSN EN ISO 527 *Plasty – stanovení tahových vlastností*, 2012.
- [64] ČSN EN ISO 899-1 *Plasty - stanovení krípkového chování - Část 1: Krípk v tahu*, 2004.
- [65] ČSN EN ISO 899-2 *Plasty - stanovení krípkového chování - Část 2: Krípk v ohybu při třibodovém zatížení*, 2004.

- [66] ČSN EN ISO 9080 *Plastové rozvodné a ochranné potrubní systémy - Stanovení dlouhodobé hydrostatické pevnosti termoplastů ve formě trubek metodou extrapolace*, 2013.
- [67] ČSN EN ISO 9969 *Trubky z termoplastů - Stanovení kruhové tuhosti*, 2009.
- [68] DIN 16887 *Determination of the long-term hydrostatic pressure resistance of thermoplastics pipes*, 1990.
- [69] *DVS Technical Codes on Plastics Joining Technologies*, DVS Media GmbH, Düsseldorf, 4th Edition 2015, ISBN 978-3-945023-29-7.
- [70] TNV 75 0211 *Navrhování vodovodního a kanalizačního potrubí uloženého v zemi – statický výpočet*, 2013.

Vlastní publikované práce

- [71] Ekr, J. *Návrh dimenzí nadzemní válcové termoplastové nádrže*. Bakalářská práce, FAST VUT v Brně, Brno: 2010.
- [72] Ekr, J. *Numerické modely pro posuzování stability zemního svahu*. Diplomová práce, FAST VUT v Brně, Brno: 2012.
- [73] Ekr, J., Caldová, E., Vymlátíl, P., Wald, F., Kuklíková, A. *Timber steel-fibre-reinforced concrete floor slabs subjected to fire*. European Journal of Wood and Wood Products, Springer Berlin Heidelberg, ISSN 0018-3768.
- [74] Ekr, J., Gratza, R. *Determination of Design Coefficients for New Polyethylene Pipes Used in the Rehabilitation of Old Pipelines*. Journal of Pipeline Systems - Engineering and Practice, American Society of Civil Engineers. (v recenzentním řízení)
- [75] Ekr, J., Gratza, R. *Posuzování stability homogenního zemního svahu*. 15. Odborná konference doktorského studia, Juniorstav 2013, FAST VUT v Brně, s. 6, ISBN 978-80-214-4669-4.
- [76] Ekr, J., Gratza, R. *Stability of Homogeneous Soil Slope*, Weimar: 2013.
- [77] Ekr, J., Gratza, R. *Pružnoplustické materiálové modely pro jednoosou napjatost*. 16. Odborná konference doktorského studia, Juniorstav 2014, FAST VUT v Brně, s. 6, ISBN 978-80-214-4851-3.
- [78] Kytýr, J., Gratza, R., Plášek, J., Ekr, J., Ridoško, T. *Statika I. – Řešené příklady*. Akademické nakladatelství CERM, Brno: 2014, ISBN 978-80-7204-868-7.
- [79] Kytýr, J., Gratza, R., Plášek, J., Ridoško, T., Ekr, J. *Statika II. – Řešené příklady*. Akademické nakladatelství CERM, Brno: 2016, ISBN 978-80-7204-946-2.
- [80] Plášek, J., Ridoško, T., Ekr, J., Kytýr, J., Gratza, R. *Impact of Creep on Flange Clamping Force*. The Civil Engineering Journal. ISSN 1805-2576.

Internetové stránky

- [81] *Friction and Wear of Polymers*, Technical Whitepaper, Zeus Industrial Products, Inc., 2005. [http://www.appstate.edu/~clementsjs/polymerproperties/\\$p\\$lastics_\\$f\\$friction\\$5f\\$w\\$ear.pdf](http://www.appstate.edu/~clementsjs/polymerproperties/plastics_ffriction$5f$w$ear.pdf)
- [82] Roylance, D., *Stress-Strain Curves*, MIT, 2001, https://ocw.mit.edu/courses/materials-science-and-engineering/3-11-mechanics-of-materials-fall-1999/modules/MIT3_11F99_ss.pdf
- [83] Shangyi, Z., Yingren, Z. *Slope safety factor analysis using ANSYS*. <https://www.ansys.com/staticassets/ansys/staticassets/resourcelibrary/confpaper/2002-int-ansys-conf-22.pdf>
- [84] www.bezvykopu.cz
- [85] www.bvk.cz
- [86] www.brno.idnes.cz
- [87] www.ceskestavby.cz
- [88] www.ct24.ceskatelevize.cz
- [89] www.ihned.cz
- [90] www.egeplast.de
- [91] www.lidovky.cz
- [92] www.nase-voda.cz
- [93] www.novinky.cz
- [94] www.nytimes.com
- [95] www.pennlive.com
- [96] www.praha.idnes.cz
- [97] www.simona.de
- [98] www.talparpf.cz
- [99] www.tzb-info.cz
- [100] www.washingtonpost.com
- [101] www.wavin.com

13 Seznam symbolů

A	$[m^2]$	plocha, plocha v daném okamžiku zatěžování
A_0	$[m^2]$	plocha průřezu vzorku před deformací
B'	$[-]$	součinitel pružné podpory
C	$[-]$	redukční součinitel pro ovalitu
\mathbf{C}	$[N/m^2]$	tenzor pružné tuhosti
\mathbf{C}_{ep}	$[N/m^2]$	tenzor pružnoplastické tuhosti
D	$[m]$	průměrná hodnota vnitřního průměru starého potrubí
DR	$[-]$	rozměrový poměr nového potrubí
E	$[N/m^2]$	modul pružnosti
E_0	$[N/m^2]$	počáteční modul pružnosti
E_B	$[N/m^2]$	modul tečení za ohybu
$E_{B,S}$	$[N/m^2]$	krátkodobá hodnota modulu tečení za ohybu
$E_{B,L}$	$[N/m^2]$	dlouhodobá hodnota modulu tečení za ohybu
E_{creep}	$[N/m^2]$	modul tečení
E_{sec}	$[N/m^2]$	sečný modul pružnosti
E_T	$[N/m^2]$	modul tečení v tahu
$E_{T,S}$	$[N/m^2]$	krátkodobá hodnota modulu tečení v tahu
$E_{T,L}$	$[N/m^2]$	dlouhodobá hodnota modulu tečení v tahu
E_{tan}	$[N/m^2]$	tečný modul pružnosti
E_{def}	$[N/m^2]$	deformační modul
E_{ep}	$[N/m^2]$	pružnoplastický modul
E_{oed}	$[N/m^2]$	edometrický modul
\mathbf{E}_σ		elastická množina napětí
F	$[N]$	síla
F_A	$[N]$	síla od kola vozidla
F_E	$[N]$	náhradní síla
H	$[N/m^2]$	modul kinematického zpevnění
I	$[m^4]$	moment setrvačnosti průřezu
I_1	$[N/m^2]$	první invariant tenzoru napětí
J_2	$[N/m^2]$	druhý invariant deviatorické části tenzoru napětí
K	$[N/m^2]$	mez pevnosti (pevnost při tečení) při víceosé napjatosti
K	$[-]$	podpůrný součinitel zeminy a starého potrubí
K	$[N/m^2]$	modul izotropního zpevnění
K_2	$[-]$	součinitel zemního tlaku v zóně 2
K'_2	$[-]$	vypočítaný součinitel zemního tlaku v zóně 2 (stav starého potrubí III)
M	$[-]$	materiálový parametr
M	$[Nm]$	moment
M	$[-]$	celkový počet měření pro daný průřez potrubí
M_{pe}	$[Nm]$	moment od zatížení vnějším hydrostatickým tlakem
M_q	$[Nm]$	moment od svislého zatížení
M_{qv}	$[Nm]$	moment od svislého zatížení
N	$[N]$	normálová síla

N	[-]	celkový počet změřených příčných průřezů potrubí
N_{pe}	[N]	normálová síla od zatížení vnějším hydrostatickým tlakem
N_q	[N]	normálová síla od svislého zatížení
N_{qv}	[N]	normálová síla od svislého zatížení
Q_k	[N]	svislá statická nápravová síla
\mathbf{R}		množina reálných čísel
\mathbf{R}	[-]	reziduum
R_w	[-]	součinitel vztlaku vody
S	[-]	součinitel bezpečnosti
S_{nec}	[-]	minimální součinitel bezpečnosti
$S_{pe,nec}$	[-]	minimální součinitel bezpečnosti pro zatížení vnějším hydrostatickým tlakem
$S_{qv,nec}$	[-]	minimální součinitel bezpečnosti pro svislé zatížení
S_0	[N/m ²]	kruhová tuhost potrubí
S_{Bh}	[N/m ²]	horizontální tuhost zeminy
S_L	[N/m ²]	kruhová tuhost nového potrubí
S_P	[N/m ²]	kruhová tuhost potrubí
T	[°C]	teplota
\bar{T}	[°C]	průměrná teplota
V_{PS}	[-]	tuhost systému potrubí-zemina
W	[m ³]	průřezový modul
a	[m]	strana čtvercové plochy, šířka vzorku
a_F	[-]	korekční součinitel pro dopravní zatížení
b	[m]	šířka výkopu v úrovni vrcholu potrubí, šířka kola, výška vzorku
$b_{v,min}$	[m]	nejmenší šířka rýhy
c	[N/m ²]	koheze
$c_{h,qh}$	[-]	deformační součinitel
c_{h,qh^*}	[-]	deformační součinitel
$c_{h,qv}$	[-]	deformační součinitel
$c_{v,qh}$	[-]	deformační součinitel
c_{v,qh^*}	[-]	deformační součinitel
$c_{v,qv}$	[-]	deformační součinitel
d_e	[m]	vnější průměr potrubí
\bar{d}_e	[m]	průměrná hodnota vnějšího průměru potrubí
d_i	[m]	vnitřní průměr potrubí
$d_{n,m}$	[m]	změřený vnější průměr potrubí pro průřez n a měření m
\bar{d}_n	[m]	průměrná hodnota změřených vnějších průměrů potrubí pro průřez n
d_m	[m]	střední průměr potrubí
e_J	[m]	excentricita předpokládaných kloubů starého potrubí
g	[m/s ²]	gravitační zrychlení
h	[m]	výška, výška krytí, výška nad potrubím
h_a	[m]	tloušťka spodní vrstvy lože
h_b	[m]	tloušťka horní vrstvy lože
h_c	[m]	tloušťka krycího obsypu

h_v	[m]	hloubka rýhy (výkopu)
h_w	[m]	výška hladiny vody
$h_{w,Crown}$	[m]	výška hladiny podzemní vody nad vrcholem nového potrubí
$h_{w,Inv}$	[m]	výška hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí
$h_{w,Inv,max}$	[m]	maximální výška hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí
k	[N/m ²]	materiálový parametr
k	[N/m]	tuhost pružiny
l	[m]	délka
l_0	[m]	délka vzorku před deformací, počáteční délka
m	[-]	materiálový parametr
m_{pe}	[-]	součinitel pro ohybový moment od zatížení vnějším hydrostatickým tlakem
m_q	[-]	součinitel pro ohybový moment od svislého zatížení
m_{qv}	[-]	součinitel pro ohybový moment od svislého zatížení
n_b	[-]	počet krajních průřezů z každé strany potrubí nezahrnutých do výpočtu geometrické imperfekce
n_{pe}	[-]	součinitel pro normálovou sílu od zatížení vnějším hydrostatickým tlakem
n_q	[-]	součinitel pro normálovou sílu od svislého zatížení
n_{qv}	[-]	součinitel pro normálovou sílu od svislého zatížení
p	[N/m ²]	svislý tlak zeminy od dopravy
p_0	[N/m ²]	plošné zatížení na povrchu
p_E	[N/m ²]	svislý tlak zeminy od vlastní tíhy zeminy a plošného zatížení
p_F	[N/m ²]	svislý tlak zeminy od kola vozidla
p_e	[N/m ²]	vnější hydrostatický tlak
$p_{e,crit}$	[N/m ²]	kritický vnější hydrostatický tlak
$p_{e,crit,1}$	[N/m ²]	kritický vnější hydrostatický tlak při první ztrátě stability
$p_{e,crit,2}$	[N/m ²]	kritický vnější hydrostatický tlak při druhé ztrátě stability
p_i	[N/m ²]	vnitřní tlak
p_v	[N/m ²]	svislý tlak zeminy od dopravy přenásobený dynamickým součinitelem
q	[-]	ovalita starého potrubí
\mathbf{q}	[-]	interní (stavové) proměnné
\mathbf{q}_{trial}	[-]	interní (stavové) proměnné (zkušební stav)
q_h	[N/m ²]	horizontální zatížení
q_h^*	[N/m ²]	horizontální reakce uložení
q_k	[N/m ²]	spojité rovnoměrné zatížení
q_t	[N/m ²]	celkový kritický vnější tlak na nové potrubí
q_v	[N/m ²]	svislé zatížení
$q_{v,crit}$	[N/m ²]	kritické svislé zatížení
r_A	[m]	náhradní poloměr pro kolo vozidla
r_E	[m]	náhradní poloměr

r_L	[m]	střední poloměr nového potrubí
r_m	[m]	střední poloměr potrubí
s	[m]	tloušťka stěny potrubí
s_L	[m]	tloušťka stěny nového potrubí
s_{exist}	[m]	skutečná tloušťka stěny potrubí
t	[s]	čas
t_{crit}	[s]	čas při dosažení kritického vnějšího tlaku
$t_{crit,1}$	[s]	čas při dosažení kritického vnějšího tlaku při první ztrátě stability
$t_{crit,2}$	[s]	čas při dosažení kritického vnějšího tlaku při druhé ztrátě stability
t_{tot}	[s]	celkový čas
u	[m]	posunutí
u	[N/m ²]	pórový tlak (neutrální napětí)
u_{ef}	[N/m ²]	efektivní hodnota pórového tlak (neutrálního napětí)
u_{tot}	[N/m ²]	totální hodnota pórového tlaku (neutrálního napětí)
v	[m/s]	rychlost posunutí čelisti lisu
v_p	[N/(m ² s)]	rychlost zatěžování
$w_{AR,v}$	[m]	radiální posun starého potrubí
w_s	[m]	šířka mezery mezi novým a starým potrubím
w_v	[m]	hloubka lokální imperfekce potrubí
$x/2$	[m]	minimální pracovní prostor vedle trubky
y	[m]	stlačení
Δd_v	[m]	změna průměru potrubí ve svislém směru
$\Delta d_{v,el}$	[m]	elastická změna průměru potrubí ve svislém směru
Δd_h	[m]	změna průměru potrubí v horizontálním směru
Δl	[m]	změna délky
Δu	[m]	změna posunutí
$\Delta \varepsilon$	[-]	změna deformace
$\Delta \varepsilon_{nom}$	[-]	změna nominální deformace
$\Delta \sigma_{nom}$	[-]	změna nominálního napětí
2α	[°]	úhel uložení potrubí
α	[-]	kumulovaná plastická deformace
α	[-]	relativní modul
α	[-]	násobek průměru nového potrubí
α_j	[-]	materiálová konstanta (koeficient vnitřního tření)
α_{trial}	[-]	kumulovaná plastická deformace (zkušební pružný stav)
α_{ST}	[-]	součinitel prolomení pro zatížení vnějším hydrostatickým tlakem
α_{ki}	[-]	korekční součinitel pro vnitřní povrch potrubí zohledňující nelineární průběh napětí
α_{ke}	[-]	korekční součinitel pro vnější povrch potrubí zohledňující nelineární průběh napětí
α_{qv}	[-]	součinitel prolomení pro zatížení od zeminy a dopravy
β	[-]	materiálový parametr
β	[°]	úhel sklonu výkopu
γ	[s ⁻¹]	materiálový parametr

γ	$[\text{N}/\text{m}^3]$	objemová tíha
γ_S	$[\text{N}/\text{m}^3]$	objemová tíha zeminy
$\gamma_{S,\text{sat}}$	$[\text{N}/\text{m}^3]$	objemová tíha nasycené zeminy
γ_w	$[\text{N}/\text{m}^3]$	objemová tíha vody
δ	$[\text{m}]$	geometrická imperfekce potrubí
δ_{el}	$[-]$	elastická relativní svislá změna průměru potrubí
$\delta_{\text{max},n}$	$[\text{m}]$	maximální geometrická imperfekce potrubí pro průřez n
$\delta_{\text{min},n}$	$[\text{m}]$	minimální geometrická imperfekce potrubí pro průřez n
δ_n	$[\text{m}]$	geometrická imperfekce potrubí pro průřez n
δ_{perm}	$[-]$	dovolená relativní svislá změna průměru potrubí
δ_v	$[-]$	celková relativní svislá změna průměru potrubí
ε	$[-]$	celková deformace
$\boldsymbol{\varepsilon}$	$[-]$	tenzor celkové deformace
ε_{nom}	$[-]$	nominální deformace
ε_{el}	$[-]$	pružná deformace
$\boldsymbol{\varepsilon}_{\text{el}}$	$[-]$	tenzor pružné deformace
$\varepsilon_{\text{nom},0}$	$[-]$	nominální deformace do tvorby tzv. „neckingu“
ε_{pl}	$[-]$	plastická deformace
$\boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl}}$	$[-]$	tenzor plastické deformace
$\varepsilon_{\text{pl},\text{trial}}$	$[-]$	plastická deformace (zkušební pružný stav)
$\boldsymbol{\varepsilon}_{\text{pl},\text{trial}}$	$[-]$	tenzor plastické deformace (zkušební pružný stav)
$\varepsilon_{\text{true}}$	$[-]$	logaritmická deformace (skutečná deformace)
$\varepsilon_{\text{true},0}$	$[-]$	logaritmická deformace (skutečná deformace) do tvorby tzv. „neckingu“
ε_{vp}	$[-]$	viskoplastická deformace
η	$[\text{N s}/\text{m}^2]$	součinitel viskozity
κ	$[-]$	redukční součinitel zahrnující efekt spolupůsobení
κ_0	$[-]$	redukční součinitel pro plošná zatížení zahrnující efekt spolupůsobení
κ_e	$[-]$	redukční součinitel kritického zatížení vnějším hydrostatickým tlakem
κ_{e1}	$[-]$	redukční součinitel kritického zatížení vnějším hydrostatickým tlakem zahrnující vliv lokální imperfekce
κ_{e2}	$[-]$	redukční součinitel kritického zatížení vnějším hydrostatickým tlakem zahrnující vliv ovality
κ_{v2}	$[-]$	redukční součinitel pro svislé zatížení zahrnující vliv ovality
$\kappa_{\text{AR},v}$	$[-]$	redukční součinitel zohledňující ovalitu
κ_s	$[-]$	redukční součinitel zohledňující mezeru mezi starým a novým potrubím
κ_v	$[-]$	redukční součinitel zohledňující lokální imperfekci
$\kappa_{v,s}$	$[-]$	redukční součinitel zohledňující vliv lokální imperfekce, ovality a mezery mezi novým a starým potrubím
λ	$[-]$	plastický násobitel
λ	$[-]$	vlastní číslo
λ_P	$[-]$	součinitel koncentrace pro tlak nad potrubím

λ_{PG}	[-]	součinitel koncentrace pro tlak nad potrubím zahrnující vliv šířky výkopu
λ_S	[-]	součinitel koncentrace pro tlak nad zeminou přilehlou k potrubí
μ	[-]	součinitel smykového tření
ν	[-]	Poissonův součinitel
ξ	[-]	korekční součinitel pro horizontální tuhost zeminy
ρ	[kg/m ³]	hustota
ρ_w	[kg/m ³]	hustota vody
σ	[N/m ²]	napětí
$\boldsymbol{\sigma}$	[N/m ²]	tenzor napětí
σ_1	[N/m ²]	první hlavní napětí
σ_2	[N/m ²]	druhé hlavní napětí
σ_3	[N/m ²]	třetí hlavní napětí
σ_B	[N/m ²]	pevnost za ohybu
$\sigma_{BC,S}$	[N/m ²]	krátkodobá tlaková pevnost za ohybu
$\sigma_{BC,L}$	[N/m ²]	dlouhodobá tlaková pevnost za ohybu
$\sigma_{BT,S}$	[N/m ²]	krátkodobá tahová pevnost za ohybu
$\sigma_{BT,L}$	[N/m ²]	dlouhodobá tahová pevnost za ohybu
σ_b	[N/m ²]	zpětné napětí
$\sigma_{b,trial}$	[N/m ²]	zpětné napětí (zkušební pružný stav)
σ_{nom}	[N/m ²]	nominální napětí
σ_e	[N/m ²]	napětí pro vnější povrch potrubí
σ_{ef}	[N/m ²]	efektivní napětí
σ_{eqv}	[N/m ²]	von Misesovo napětí
σ_{ex}	[N/m ²]	dodatečné napětí
σ_i	[N/m ²]	napětí pro vnitřní povrch potrubí
σ_m	[N/m ²]	střední napětí
σ_t	[N/m ²]	skutečné napětí (Cauchyho napětí)
σ_{trial}	[N/m ²]	napětí (zkušební pružný stav)
$\boldsymbol{\sigma}_{trial}$	[N/m ²]	tenzor napětí (zkušební pružný stav)
σ_{tot}	[N/m ²]	totální napětí
σ_v	[N/m ²]	obvodové napětí
σ_y	[N/m ²]	mez kluzu
τ	[N/m ²]	smykové napětí
τ	[s]	retardační čas
τ_j	[N/m ²]	materiálová konstanta
τ_f	[N/m ²]	pevnost ve smyku
φ	[-]	dynamický součinitel
φ	[°]	úhel vnitřního tření
φ_{ef}	[°]	efektivní hodnota úhlu vnitřního tření
φ_u	[°]	totální hodnota úhlu vnitřního tření
ω	[°]	úhel
$2\omega_1$	[°]	úhel rozsahu lokální imperfekce

14 Přílohy

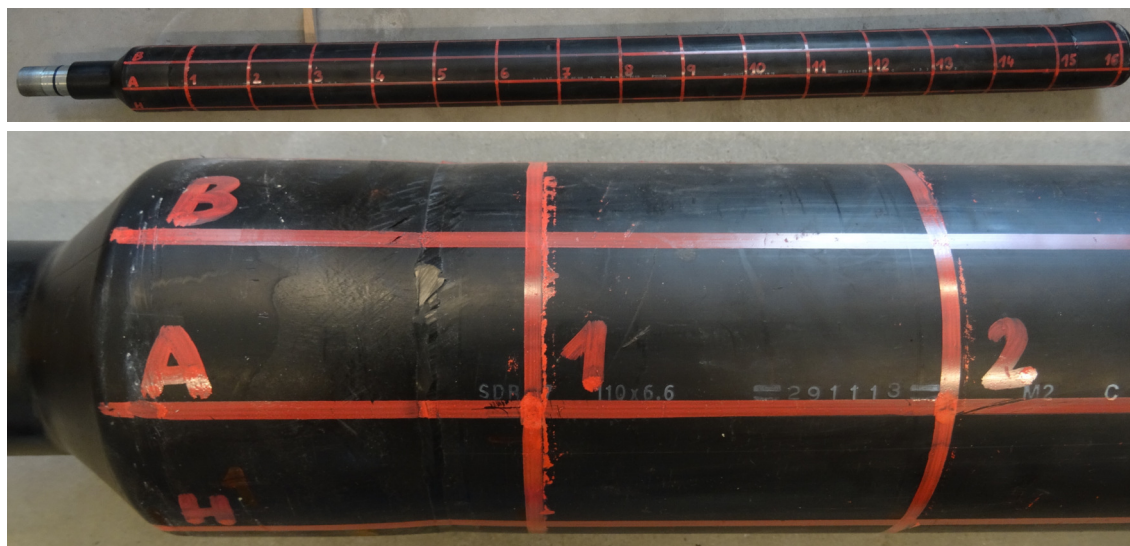
Obsah příloh

14.1	Vzorky trubek zatížených vnějším přetlakem	206
14.1.1	Varianta A - trubka umístěna volně	206
14.1.1.1	A-D110-SDR17-SV-1	206
14.1.1.2	A-D110-SDR17-BV-1	210
14.1.1.3	A-D110-SDR17-BV-2	214
14.1.1.4	A-D160-SDR11-SV-1	217
14.1.1.5	A-D160-SDR11-SV-2	221
14.1.1.6	A-D160-SDR11-SV-3	225
14.1.1.7	A-D160-SDR11-SV-4	229
14.1.1.8	A-D160-SDR11-SV-5	233
14.1.1.9	A-D160-SDR11-BV-1	237
14.1.1.10	A-D160-SDR11-BV-2	241
14.1.1.11	A-D160-SDR11-BV-3	245
14.1.1.12	A-D160-SDR11-BV-4	249
14.1.1.13	A-D160-SDR11-BV-5	253
14.1.2	Varianta B - trubka umístěna v ocelovém potrubí	257
14.1.2.1	B-D110-SDR17-SV-1	257
14.1.2.2	B-D110-SDR17-BV-1	261
14.1.2.3	B-D110-SDR17-BV-2	265
14.1.3	Varianta C - trubka umístěna v zemině	269
14.1.3.1	C-D110-SDR11-SV-1	269
14.1.3.2	C-D110-SDR17-BV-1	273
14.1.3.3	C-D110-SDR17-BV-2	276
14.2	Nové návrhové diagramy pro posuzování polyethylenového potrubí	280
14.2.1	Potrubí rozměrové řady SDR 11	281
14.2.2	Potrubí rozměrové řady SDR 17	287
14.2.3	Potrubí rozměrové řady SDR 26	293
14.2.4	Potrubí rozměrové řady SDR 32	299

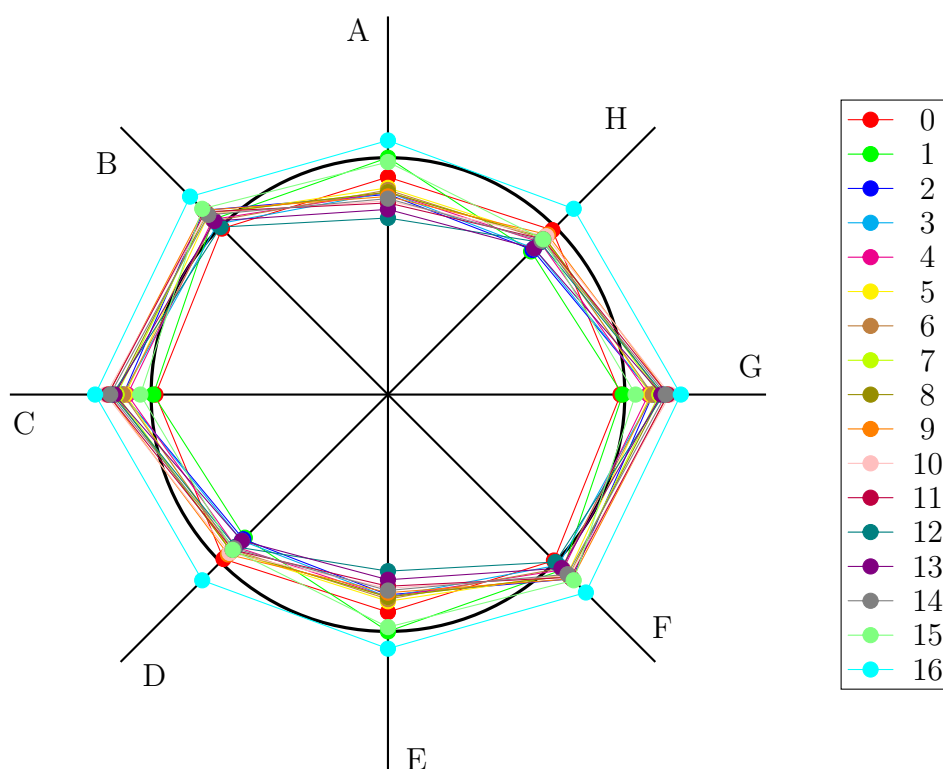
14.1 Vzorky trubek zatížených vnějším přetlakem

14.1.1 Varianta A - trubka umístěna volně

14.1.1.1 A-D110-SDR17-SV-1



Obr. 14.1 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek A-D110-SDR17-SV-1)



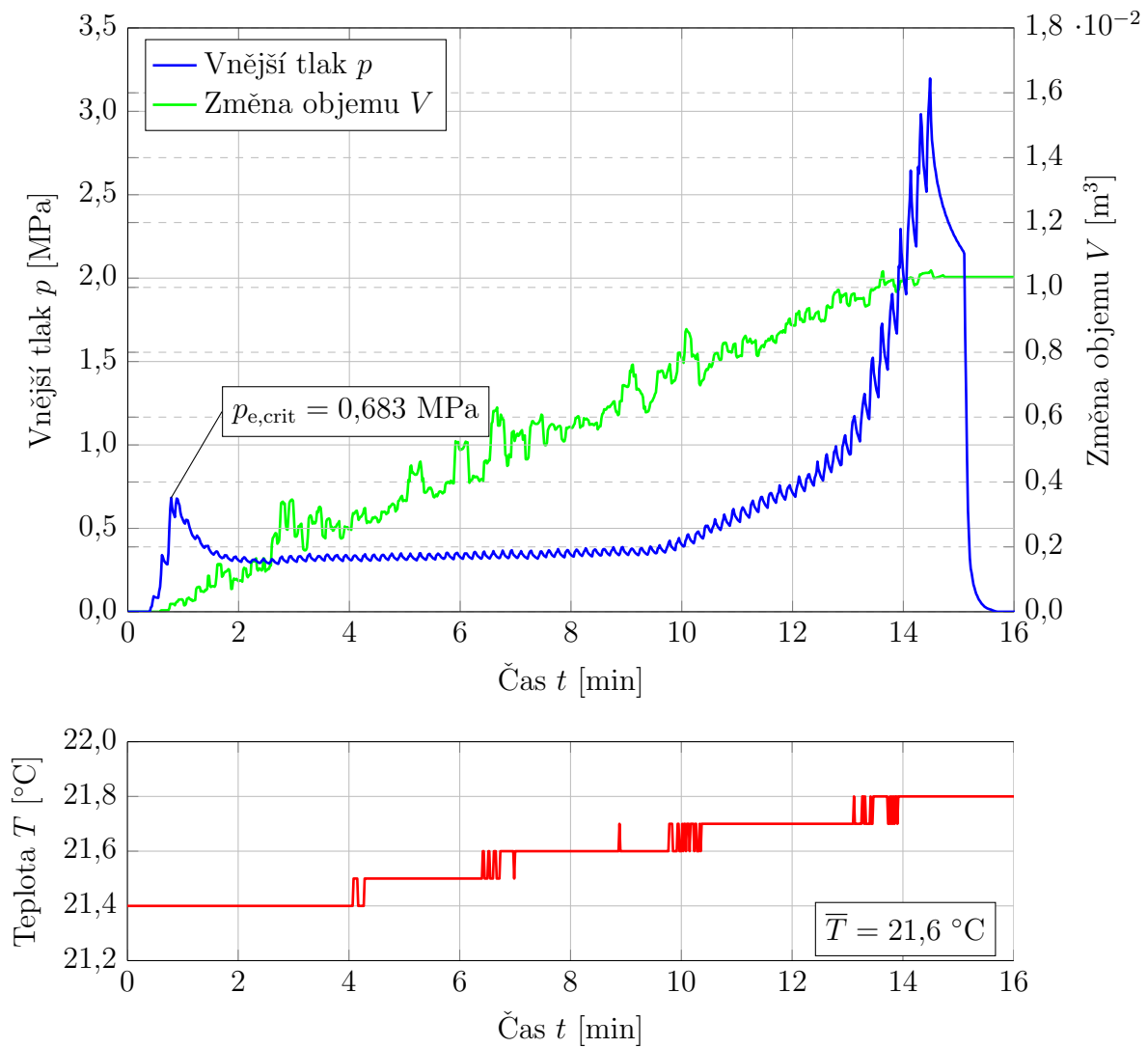
Obr. 14.2 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D110-SDR17-SV-1) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.1 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D110-SDR17-SV-1) ve vybraných místech před provedením experimentu

Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	109,6	110,0	109,9	109,9
1	0,1	110,0	110,3	110,0	109,2
2	0,2	109,2	110,6	110,7	109,3
3	0,3	109,2	110,1	110,7	109,3
4	0,4	109,2	110,3	110,6	109,5
5	0,5	109,3	110,4	110,6	109,7
6	0,6	109,3	110,2	110,7	109,6
7	0,7	109,2	110,5	110,8	109,7
8	0,8	109,2	110,5	110,9	109,7
9	0,9	109,1	110,6	111,0	109,8
10	1,0	109,0	110,5	111,1	109,7
11	1,1	109,0	110,5	111,0	109,6
12	1,2	108,6	110,0	110,9	109,5
13	1,3	108,8	110,2	110,9	109,3
14	1,4	109,1	110,4	111,0	109,6
15	1,5	109,9	110,6	110,3	109,6
16	1,6	110,4	111,0	111,3	110,6

Tab. 14.2 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek A-D110-SDR17-SV-1) ve vybraných místech

Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
3	0,3	7,2	7,3	7,3	7,2	7,1	7,0	7,1	7,1
14	1,4	7,0	7,1	7,2	7,1	7,0	6,9	7,0	7,0



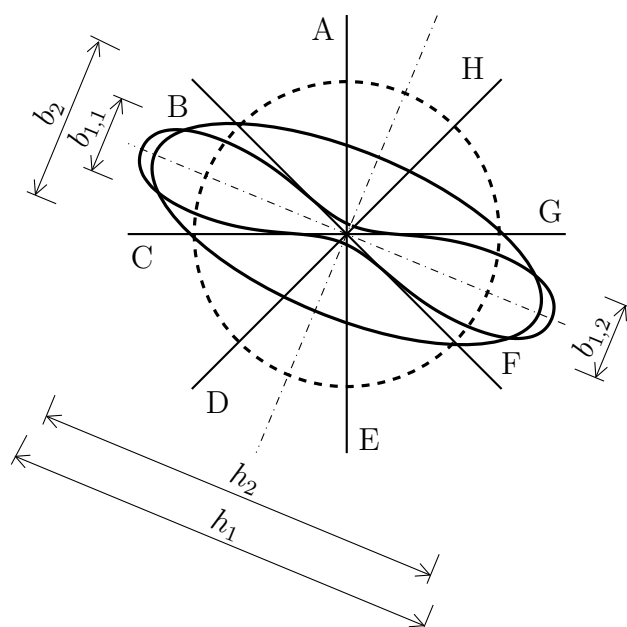
Obr. 14.3 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek A-D110-SDR17-SV-1)



Obr. 14.4 Deformace potrubí ihned po zkoušce (vzorek A-D110-SDR17-SV-1)

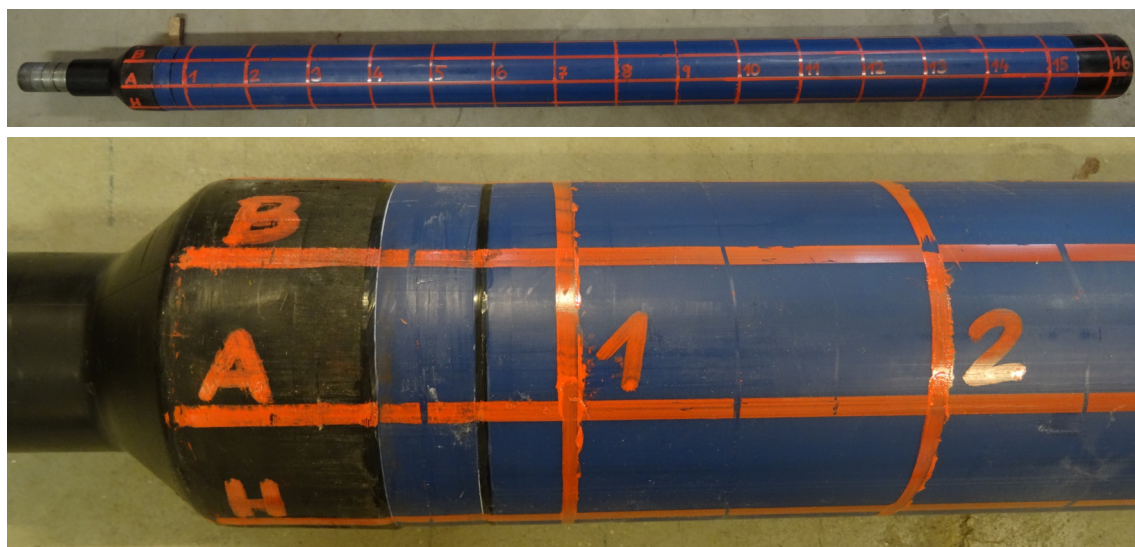
Tab. 14.3 Změřené rozměry potrubí (vzorek A-D110-SDR17-SV-1) ve vybraných místech po provedení experimentu

Měřicí bod	Staničení [m]	Ihned po zkoušce			Po 5-ti minutách	
		h_1	$b_{1,1}$	$b_{1,2}$	h_2	b_2
2	0,2	160,1	26,3	26,1	153,7	53,6
3	0,3	160,0	26,8	26,9	151,3	60,0
4	0,4	160,0	26,9	26,8	150,0	63,0
5	0,5	160,2	26,6	26,0	149,7	64,5
6	0,6	160,2	26,7	26,2	149,7	64,5
7	0,7	160,1	26,8	26,2	149,6	65,0
8	0,8	160,2	26,7	26,1	149,1	64,6
9	0,9	160,0	26,9	26,2	149,6	65,0
10	1,0	159,9	27,1	26,3	149,6	65,0
11	1,1	160,0	26,9	26,3	149,6	65,0
12	1,2	159,9	27,0	26,4	150,0	65,4
13	1,3	160,0	26,9	26,3	149,4	64,3
14	1,4	160,0	26,9	26,1	150,2	62,6
15	1,5	159,5	27,8	27,1	152,1	58,0

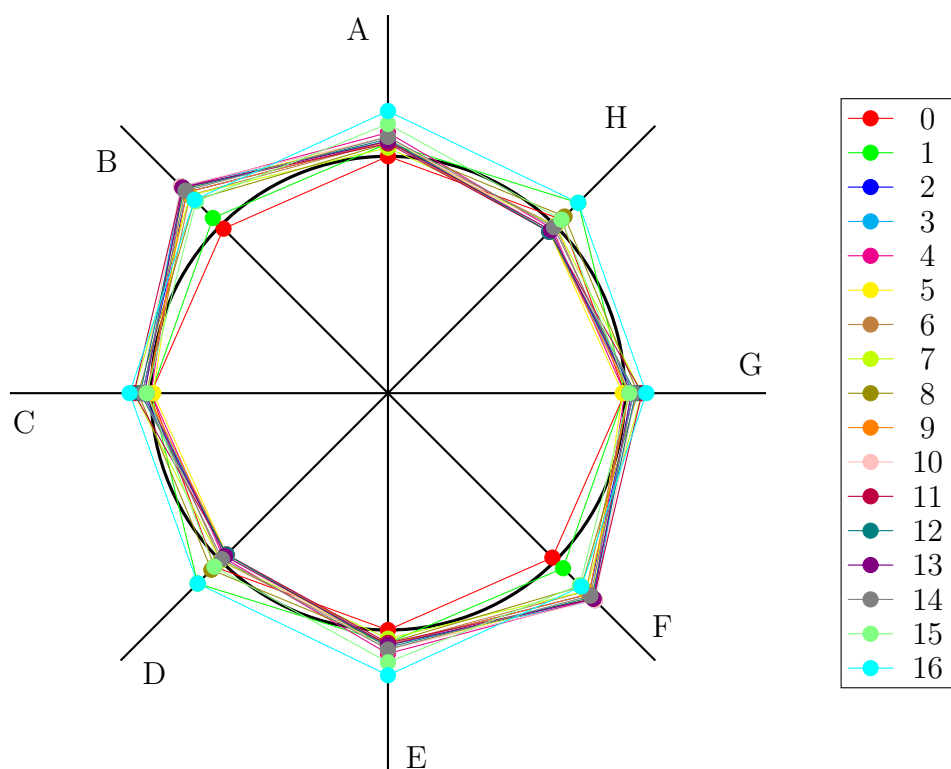


Obr. 14.5 Schéma deformace potrubí (vzorek A-D110-SDR17-SV-1) po provedeném experimentu

14.1.1.2 A-D110-SDR17-BV-1



Obr. 14.6 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek A-D110-SDR17-BV-1)



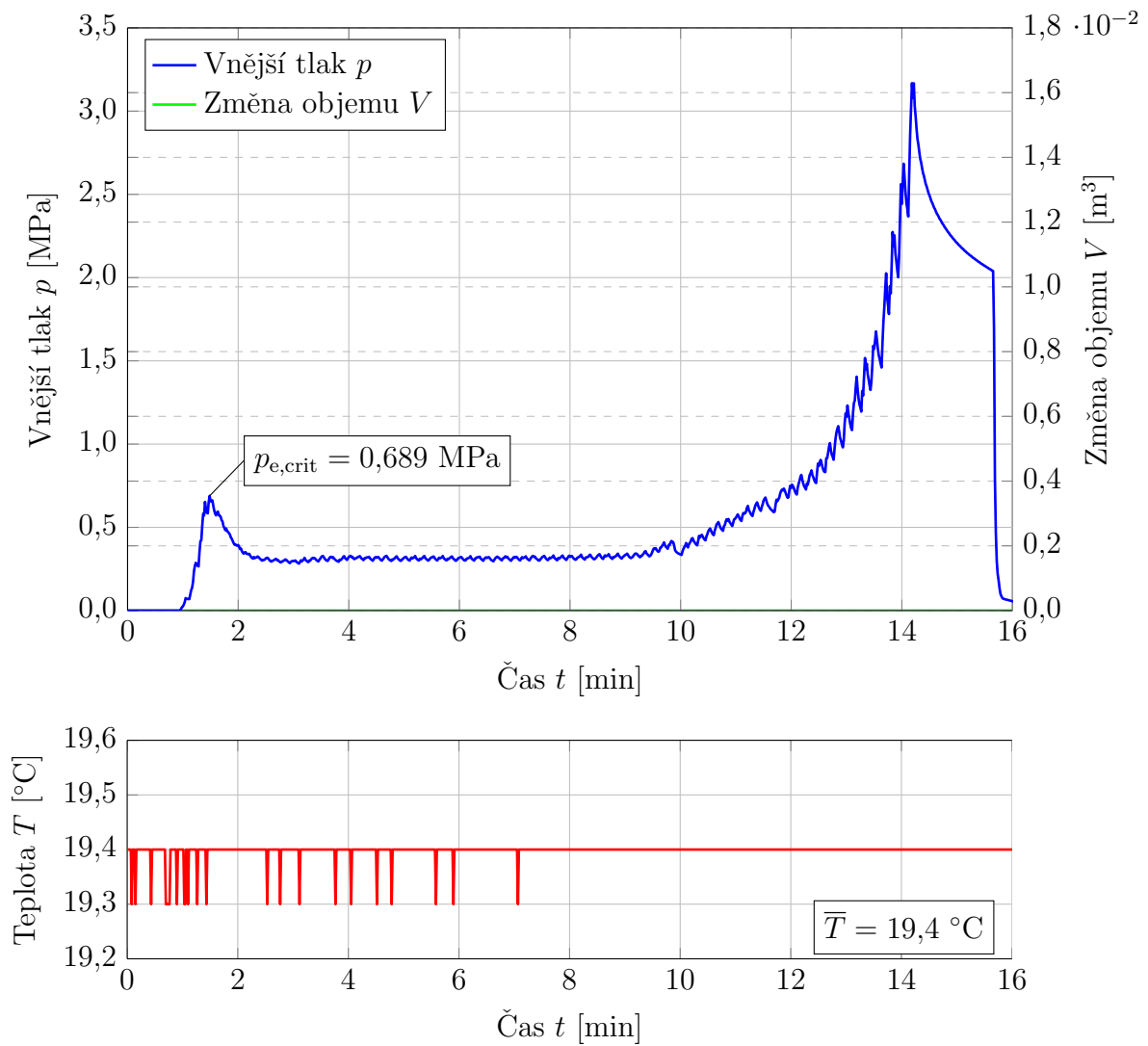
Obr. 14.7 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D110-SDR17-BV-1) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.4 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D110-SDR17-BV-1) ve vybraných místech před experimentem

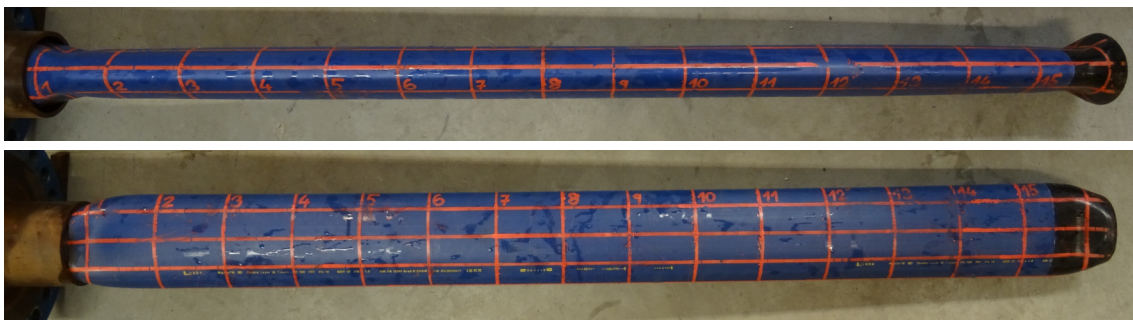
Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	110,0	109,9	110,0	110,2
1	0,1	110,3	110,3	110,0	110,8
2	0,2	110,4	111,1	110,2	109,8
3	0,3	110,4	111,3	110,2	109,8
4	0,4	110,6	111,3	110,0	109,9
5	0,5	110,5	111,2	110,0	109,8
6	0,6	110,4	111,0	110,1	110,0
7	0,7	110,2	111,0	110,4	110,0
8	0,8	110,3	110,9	110,3	110,3
9	0,9	110,4	111,1	110,1	109,8
10	1,0	110,5	111,3	110,3	109,9
11	1,1	110,3	111,3	110,4	109,8
12	1,2	110,4	111,2	110,3	109,8
13	1,3	110,4	111,3	110,2	109,9
14	1,4	110,5	111,2	110,2	110,0
15	1,5	110,8	110,8	110,1	110,2
16	1,6	111,1	110,9	110,5	110,8

Tab. 14.5 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek A-D110-SDR17-BV-1) ve vybraných místech

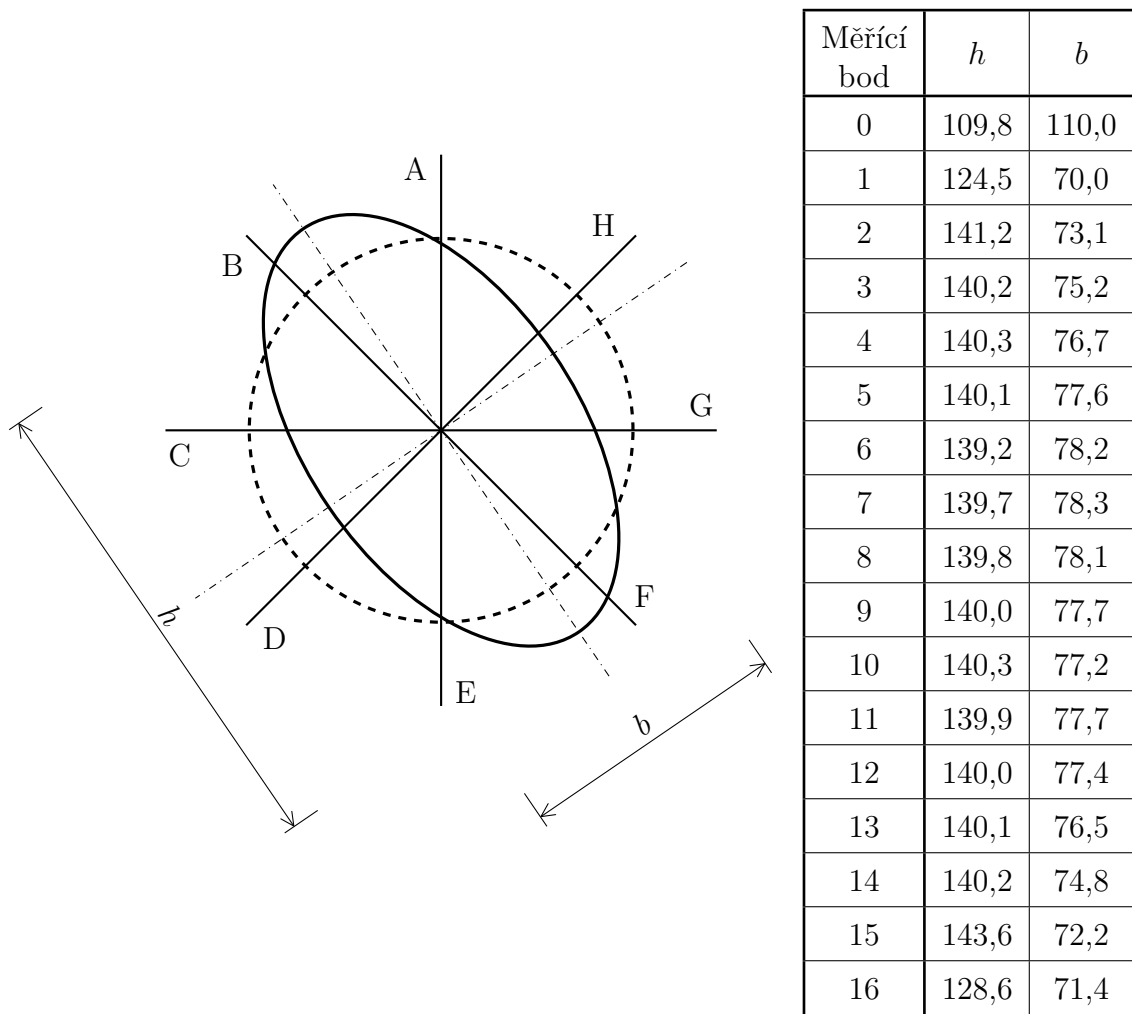
Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	6,7	6,9	6,8	6,7	6,7	6,8	6,7	6,8
14	1,4	6,7	6,9	6,8	6,7	6,7	6,8	6,7	6,8



Obr. 14.8 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek A-D110-SDR17-BV-1)



Obr. 14.9 Deformace potrubí (vzorek A-D110-SDR17-BV-1)

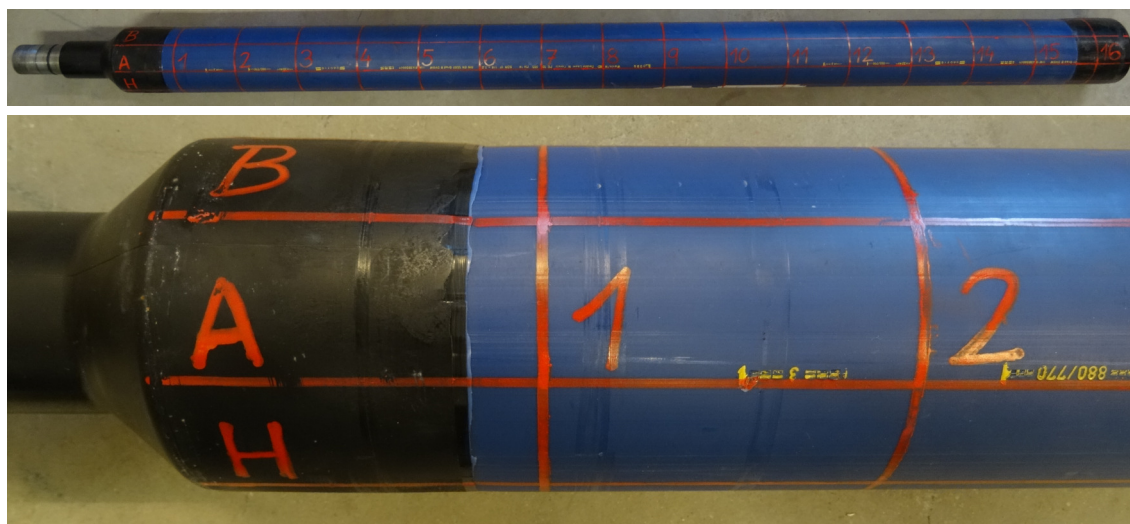


Obr. 14.10 Schéma deformace příčného řezu potrubí (vzorek A-D110-SDR17-BV-1) po provedeném experimentu

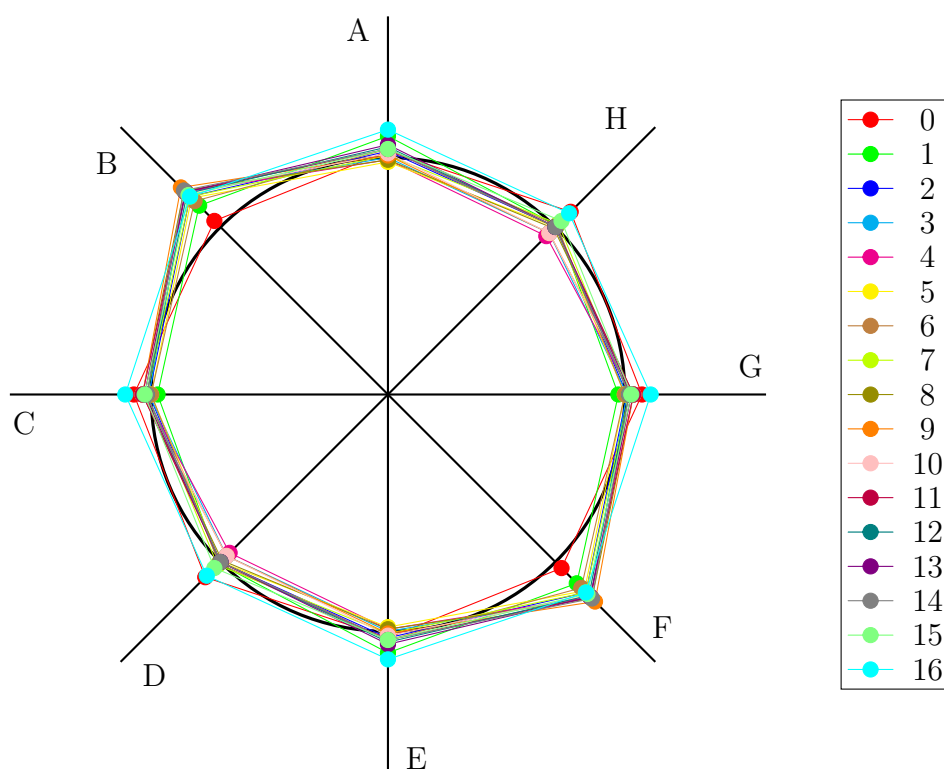


Obr. 14.11 Deformace potrubí - detail (vzorek A-D110-SDR17-BV-1)

14.1.1.3 A-D110-SDR17-BV-2



Obr. 14.12 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek A-D110-SDR17-BV-2)



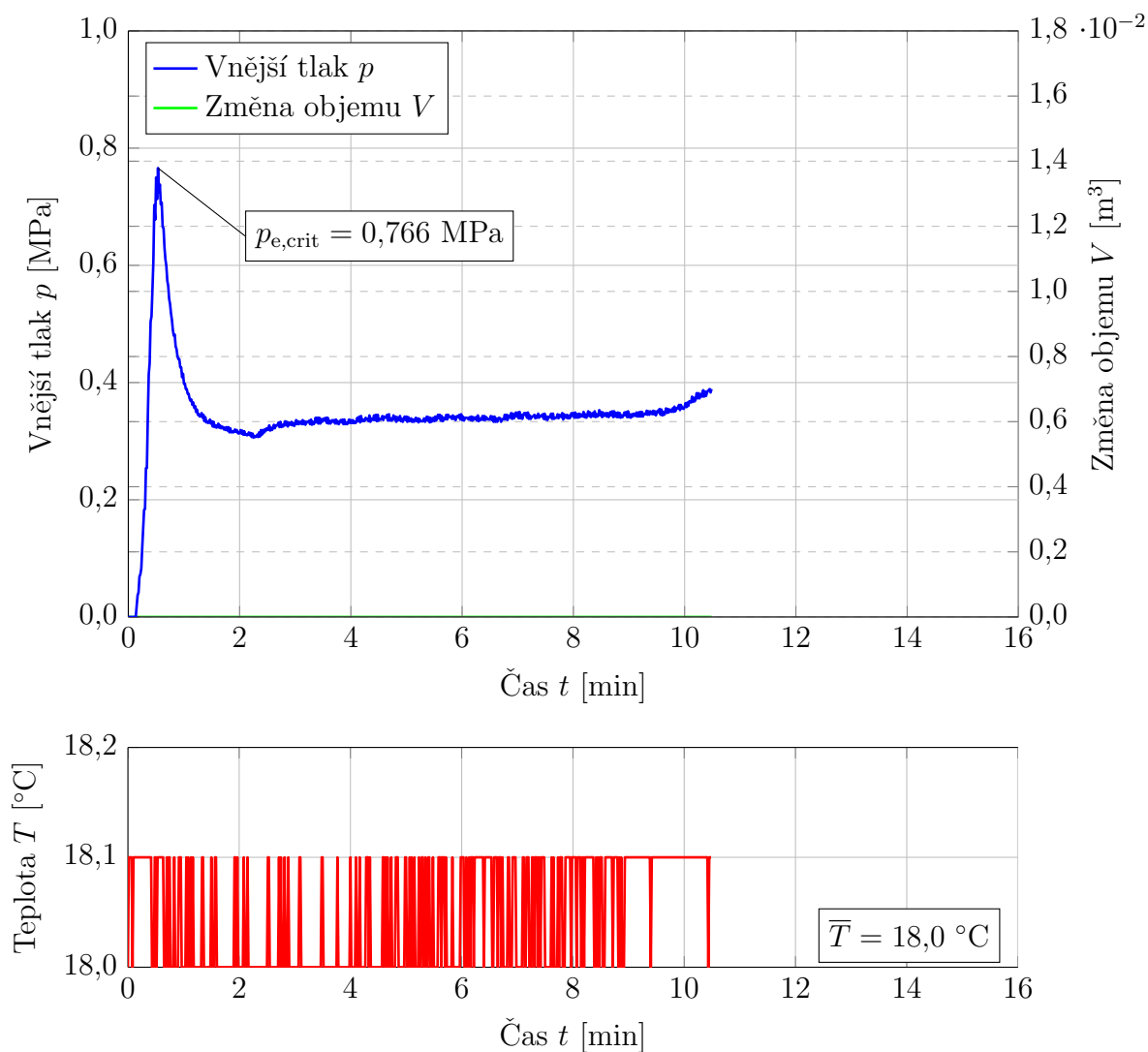
Obr. 14.13 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D110-SDR17-BV-2) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.6 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D110-SDR17-BV-2) ve vybraných místech před provedením experimentu

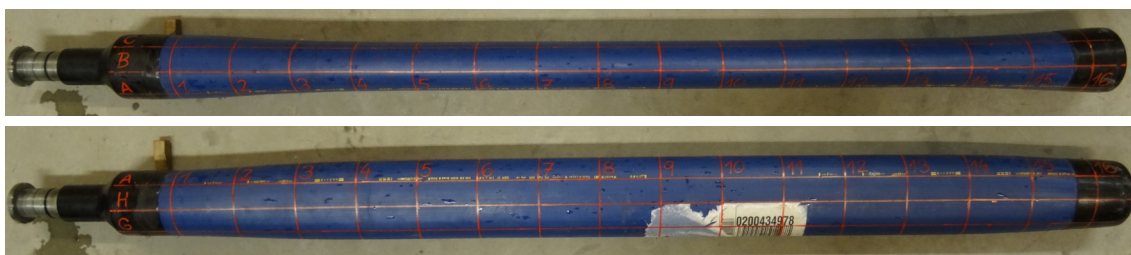
Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	110,2	110,2	110,4	110,5
1	0,1	110,5	110,7	109,9	110,1
2	0,2	110,2	111,0	110,1	110,0
3	0,3	110,0	111,2	110,1	109,8
4	0,4	110,0	111,2	110,2	109,7
5	0,5	109,9	111,0	110,0	110,0
6	0,6	110,2	110,9	110,0	110,1
7	0,7	110,1	111,0	110,1	110,1
8	0,8	110,0	111,2	110,2	110,0
9	0,9	110,1	111,3	110,2	109,8
10	1,0	110,1	111,1	110,2	109,8
11	1,1	110,2	111,2	110,2	110,0
12	1,2	110,3	111,1	110,1	110,0
13	1,3	110,3	111,2	110,2	110,0
14	1,4	110,2	111,2	110,1	110,0
15	1,5	110,2	111,1	110,2	110,2
16	1,6	110,7	111,0	110,6	110,5

Tab. 14.7 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek A-D110-SDR17-BV-2) ve vybraných místech

Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	6,6	6,7	6,6	6,6	6,7	6,8	6,8	6,8
14	1,4	6,6	6,7	6,6	6,6	6,7	6,7	6,8	6,8

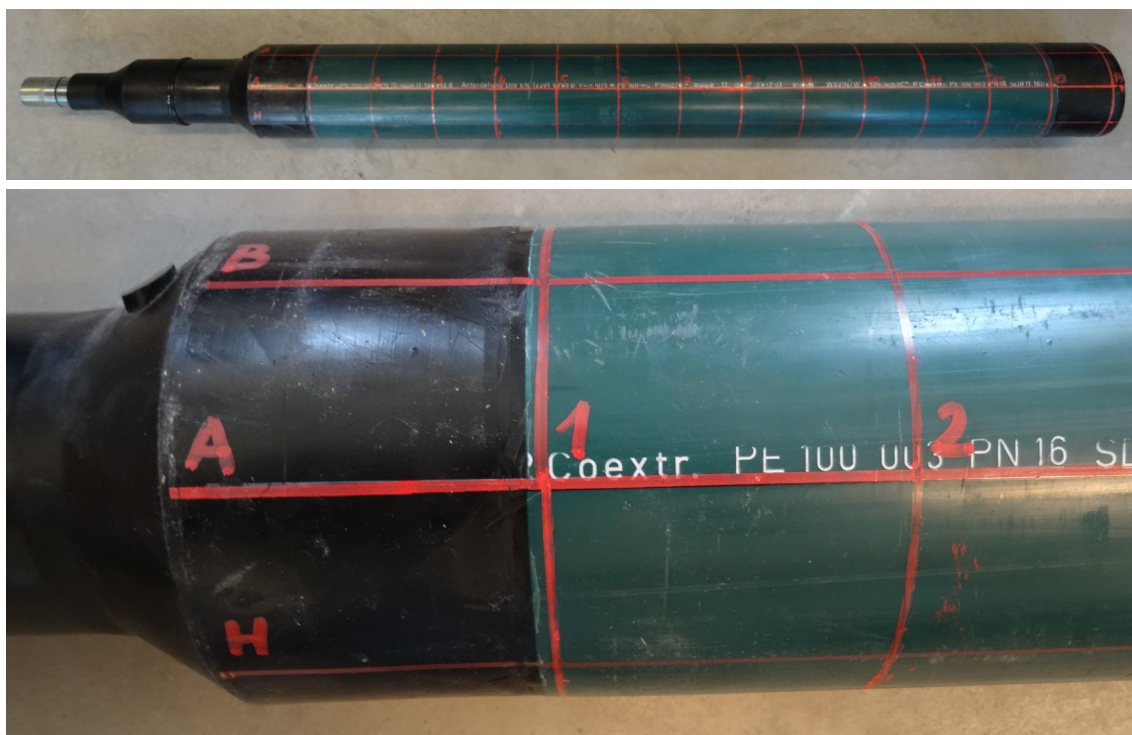


Obr. 14.14 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek A-D110-SDR17-BV-2)

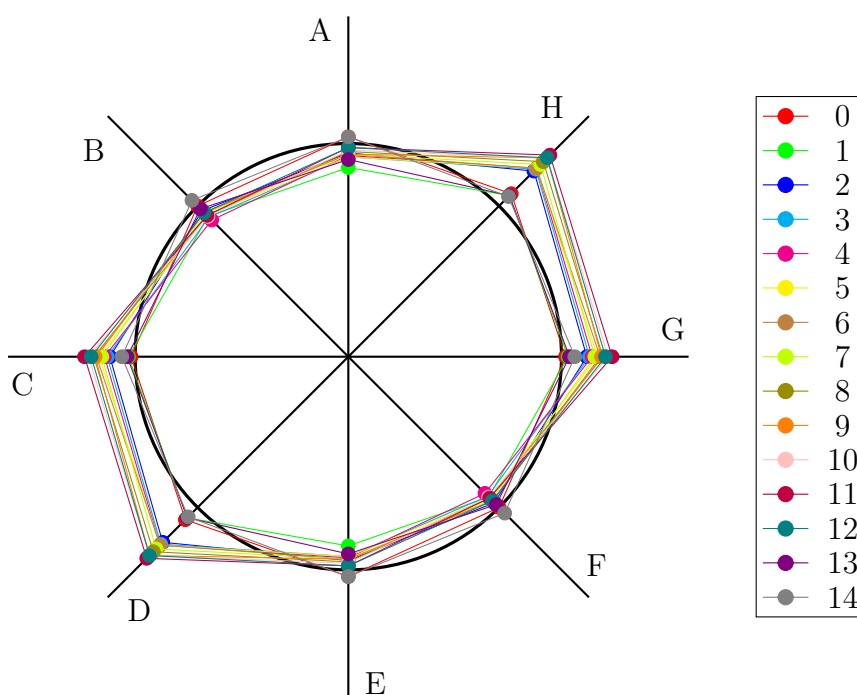


Obr. 14.15 Deformace potrubí (vzorek A-D110-SDR17-BV-2)

14.1.1.4 A-D160-SDR11-SV-1



Obr. 14.16 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-1)



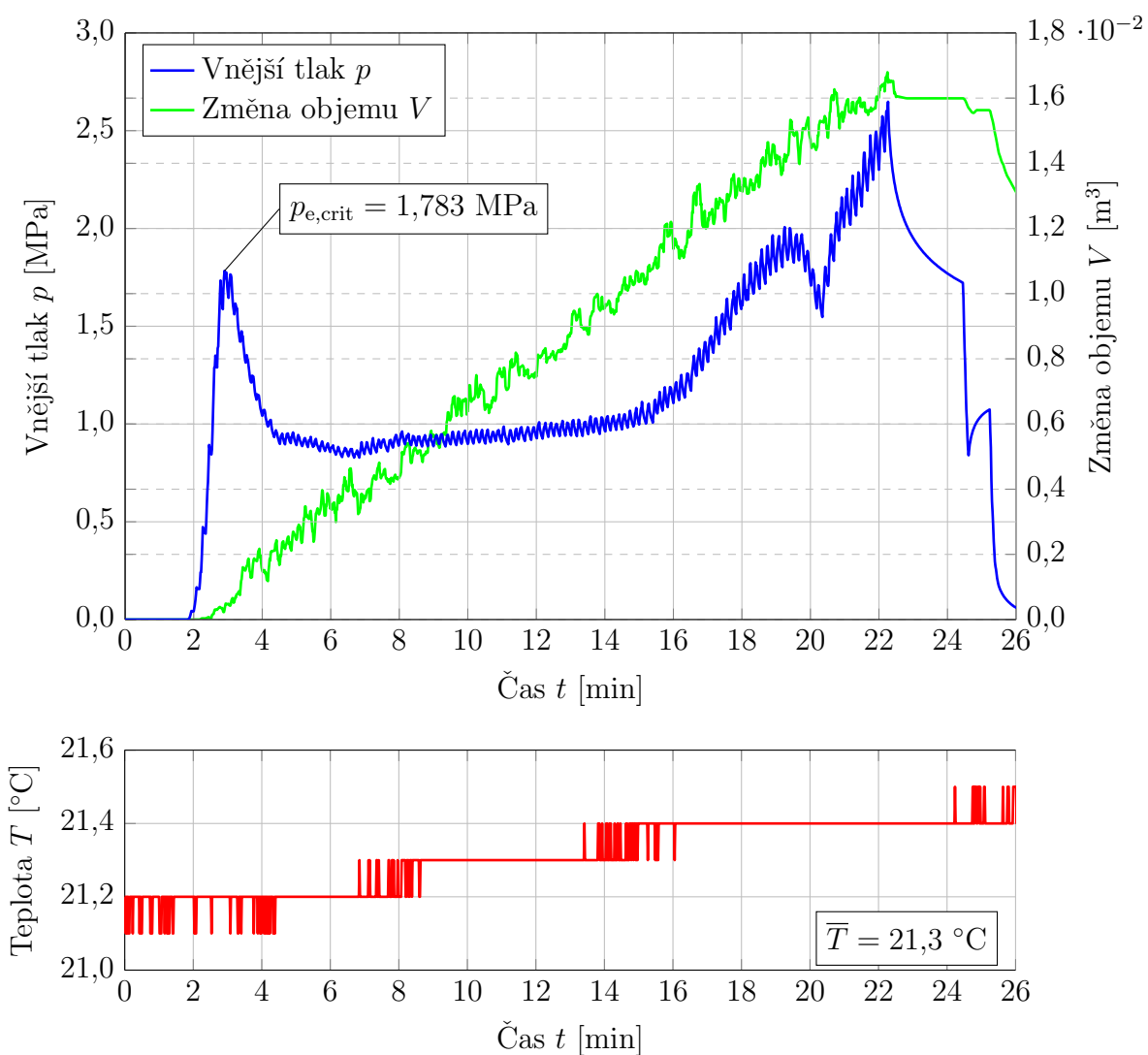
Obr. 14.17 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-1) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.8 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-1) ve vybraných místech před provedením experimentu

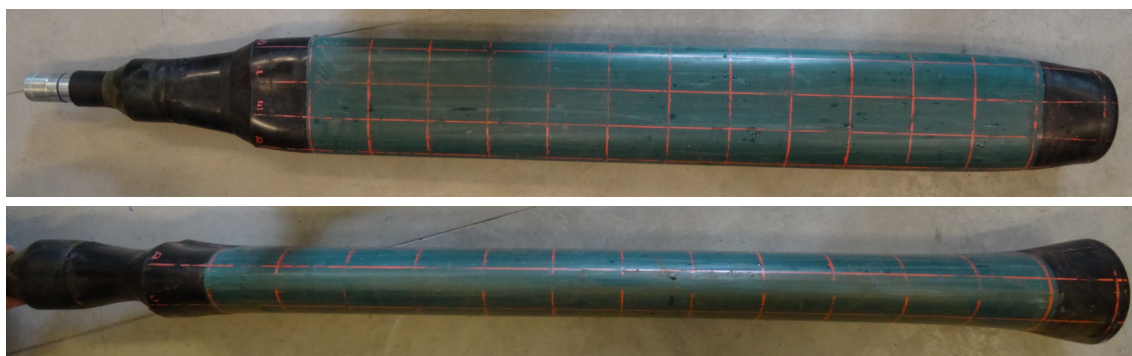
Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	160,3	160,0	160,2	160,7
1	0,1	159,1	159,5	160,3	160,6
2	0,2	159,7	159,8	161,0	161,9
3	0,3	159,5	159,4	161,1	162,0
4	0,4	159,6	159,3	161,2	162,0
5	0,5	159,5	159,5	161,4	162,0
6	0,6	159,6	159,7	161,5	162,0
7	0,7	159,6	159,6	161,3	162,2
8	0,8	159,7	159,5	161,6	162,4
9	0,9	159,6	159,7	161,5	162,6
10	1,0	159,8	159,5	161,8	162,6
11	1,1	159,9	159,5	161,9	162,7
12	1,2	159,9	159,7	161,7	162,6
13	1,3	159,4	159,9	160,3	160,6
14	1,4	160,3	160,3	160,5	160,5

Tab. 14.9 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-1) ve vybraných místech

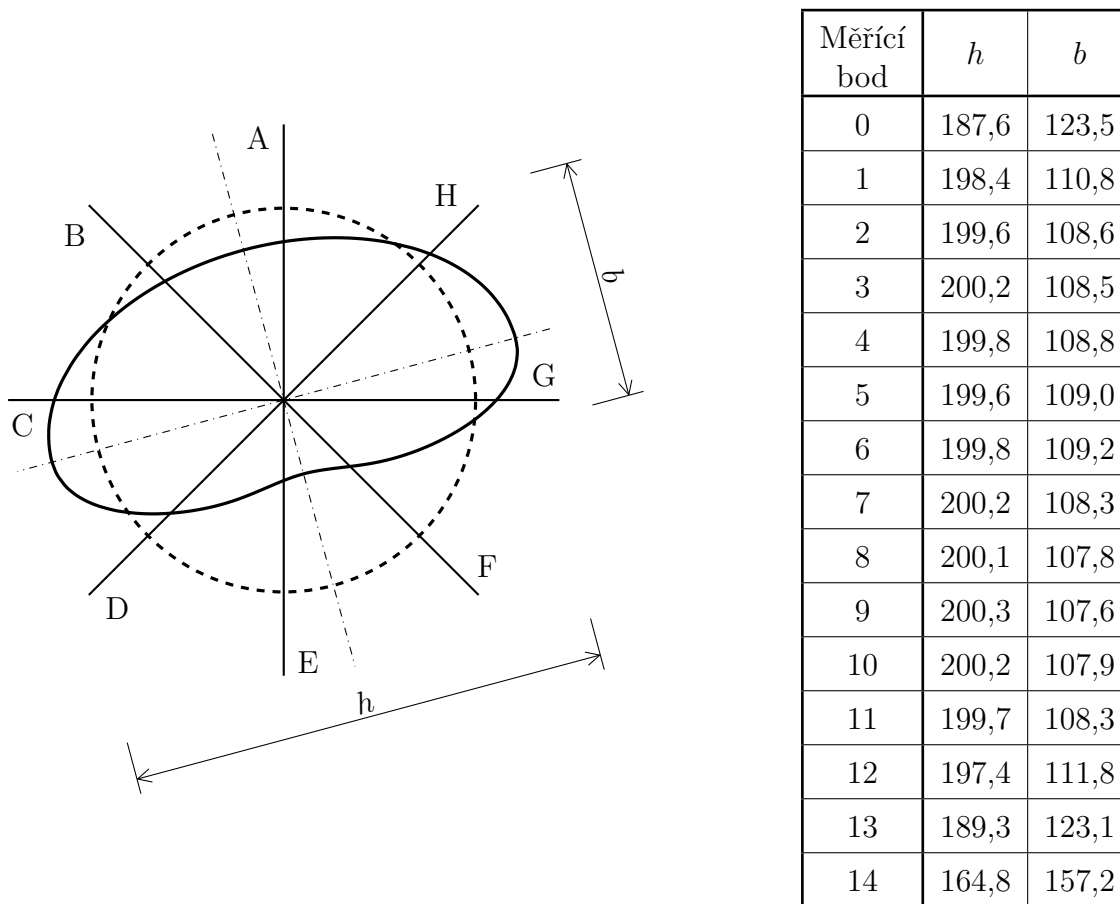
Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	15,7	15,0	14,8	15,0	15,0	15,2	15,2	15,8
12	1,2	15,6	14,8	14,8	15,0	15,0	15,1	15,1	15,7



Obr. 14.18 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek A-D160-SDR11-SV-1)



Obr. 14.19 Deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-1)



Obr. 14.20 Schéma deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-1) po provedeném experimentu

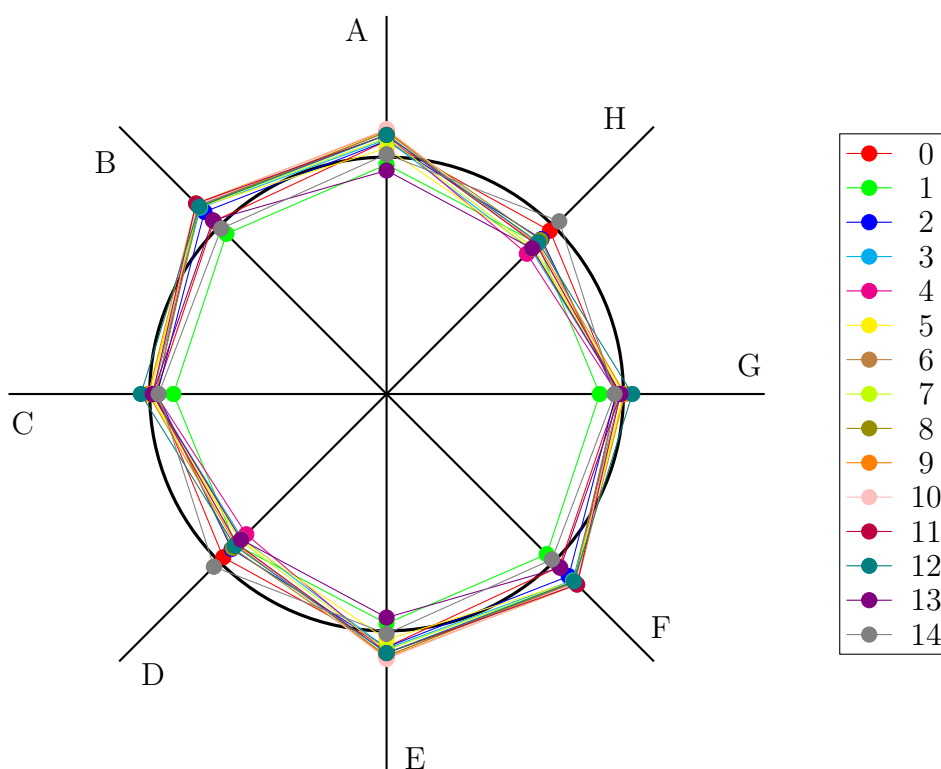


Obr. 14.21 Deformace potrubí - detail (vzorek A-D160-SDR11-SV-1)

14.1.1.5 A-D160-SDR11-SV-2



Obr. 14.22 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-2)



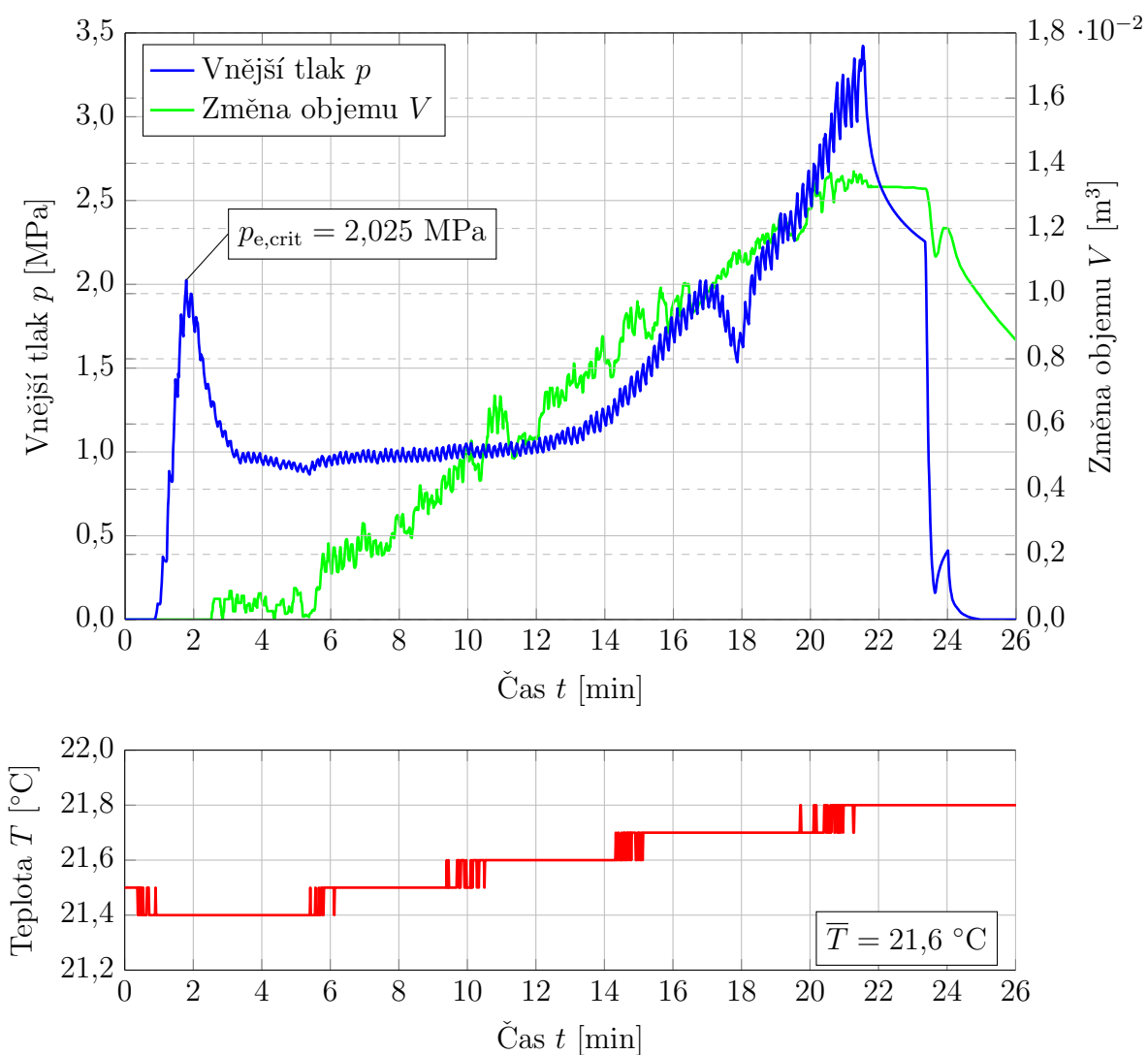
Obr. 14.23 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-2) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.10 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-2) ve vybraných místech před provedením experimentu

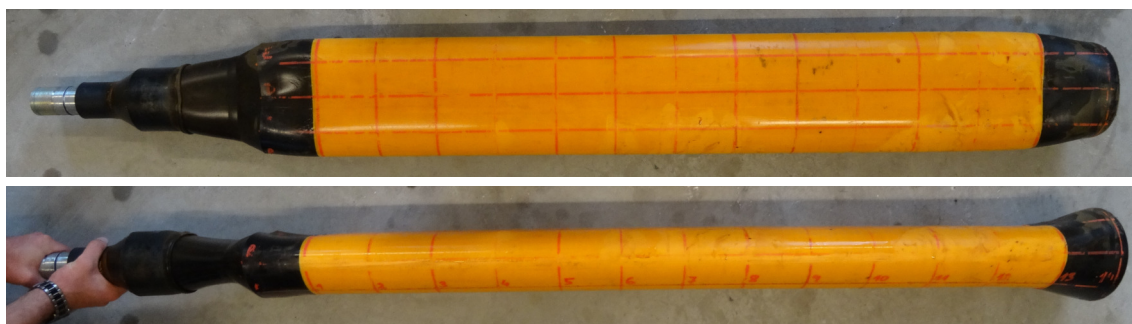
Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	160,6	160,3	159,8	159,8
1	0,1	159,8	159,7	159,2	159,2
2	0,2	160,6	160,7	159,8	159,4
3	0,3	160,6	160,9	159,9	158,9
4	0,4	160,8	161,0	159,8	158,7
5	0,5	160,3	161,0	160,0	159,0
6	0,6	160,9	161,0	159,9	159,2
7	0,7	160,7	161,0	160,1	159,0
8	0,8	160,9	161,0	159,8	159,4
9	0,9	160,9	161,1	160,1	159,2
10	1,0	161,0	161,1	159,9	159,2
11	1,1	160,8	161,1	159,9	159,2
12	1,2	160,8	161,0	160,3	159,3
13	1,3	159,6	160,3	159,9	159,0
14	1,4	160,1	159,9	159,7	160,3

Tab. 14.11 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-2) ve vybraných místech

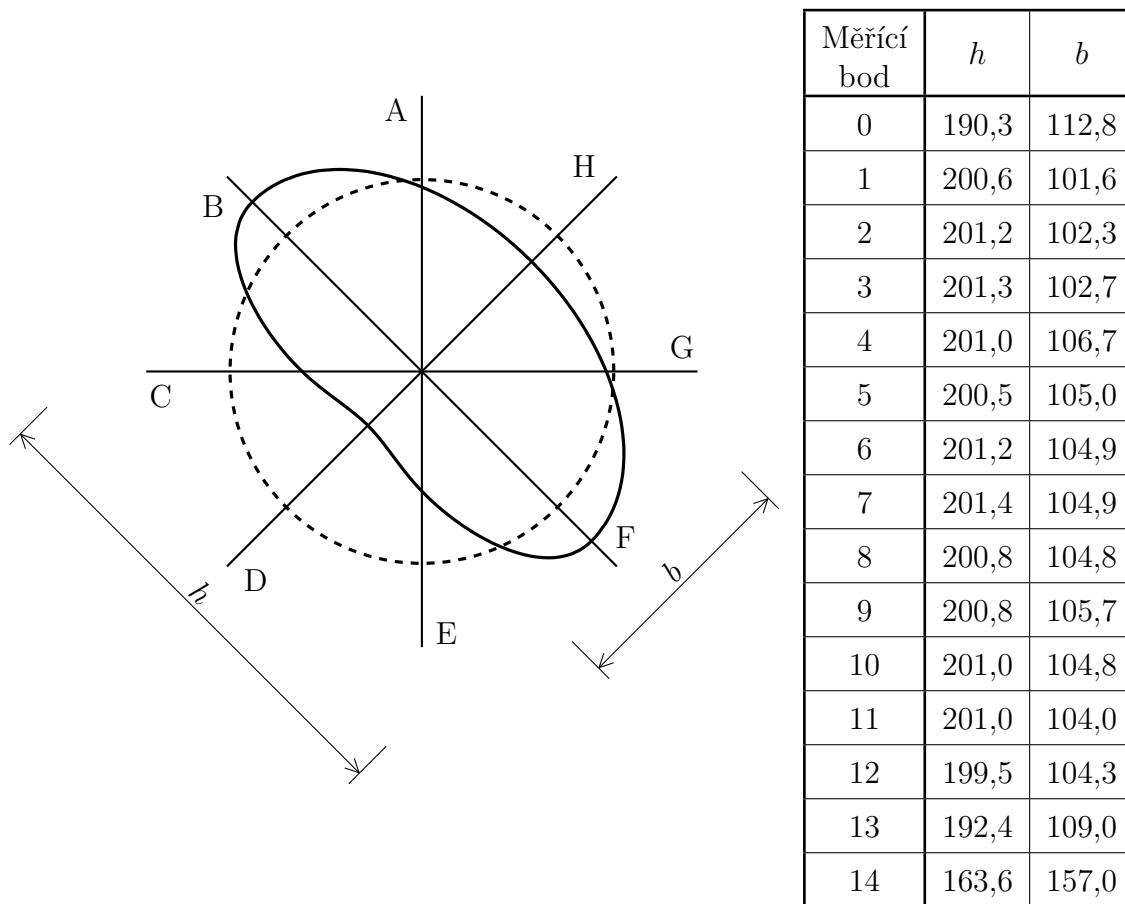
Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	15,9	15,5	15,7	15,1	15,5	14,9	15,6	15,7
12	1,2	16,0	15,5	15,8	15,2	15,4	15,2	15,7	15,7



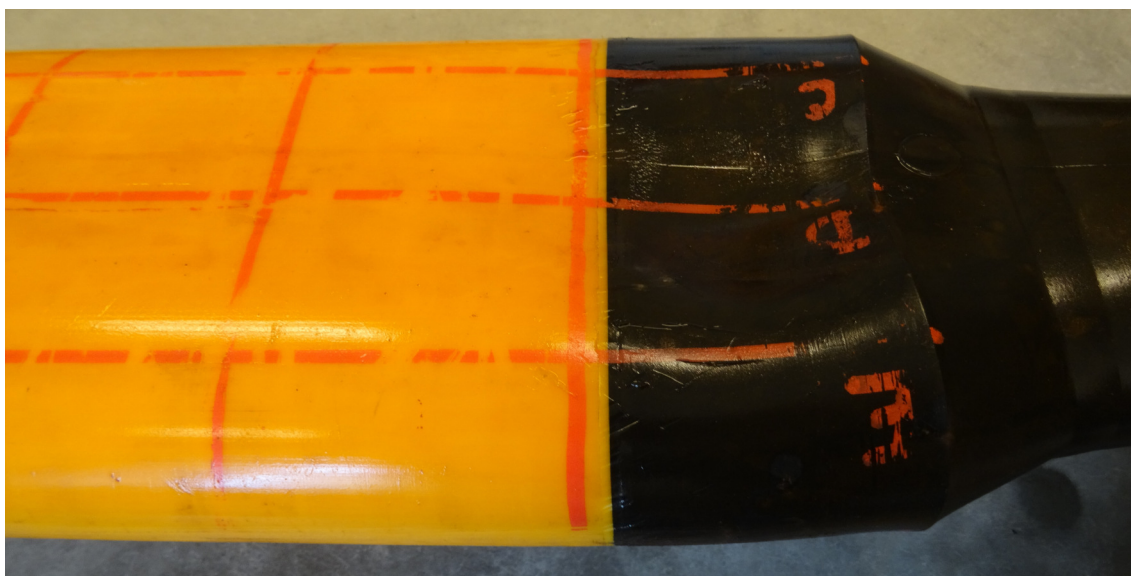
Obr. 14.24 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek A-D160-SDR11-SV-2)



Obr. 14.25 Deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-2)

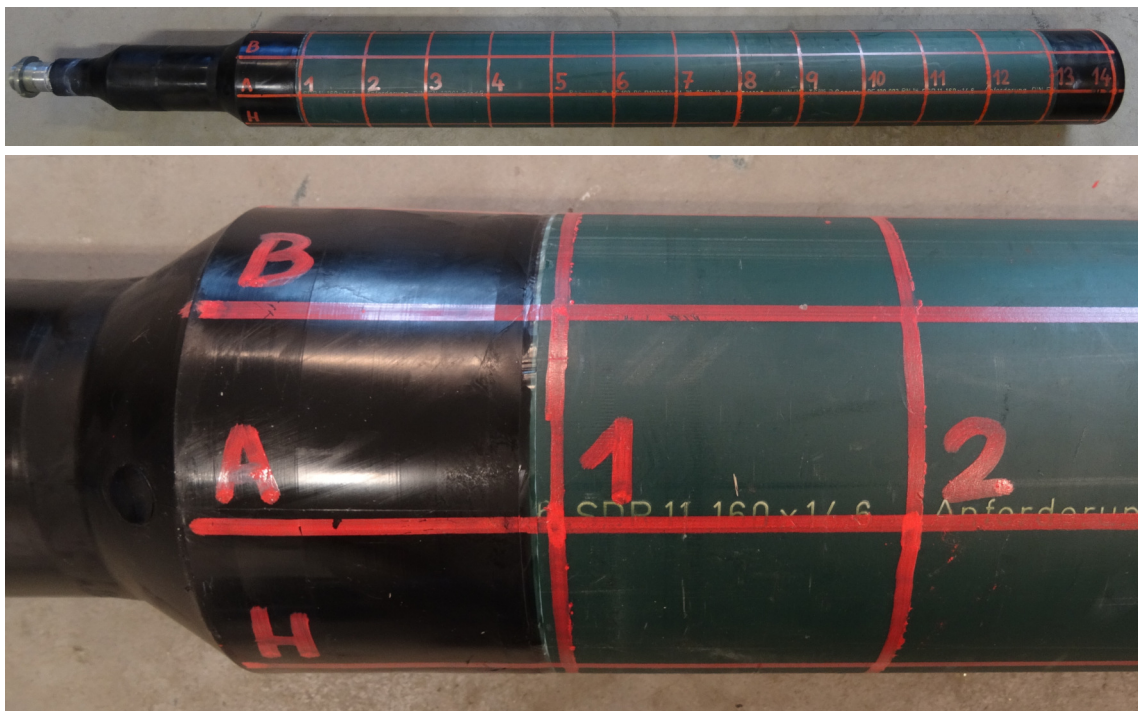


Obr. 14.26 Schéma deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-2) po provedeném experimentu

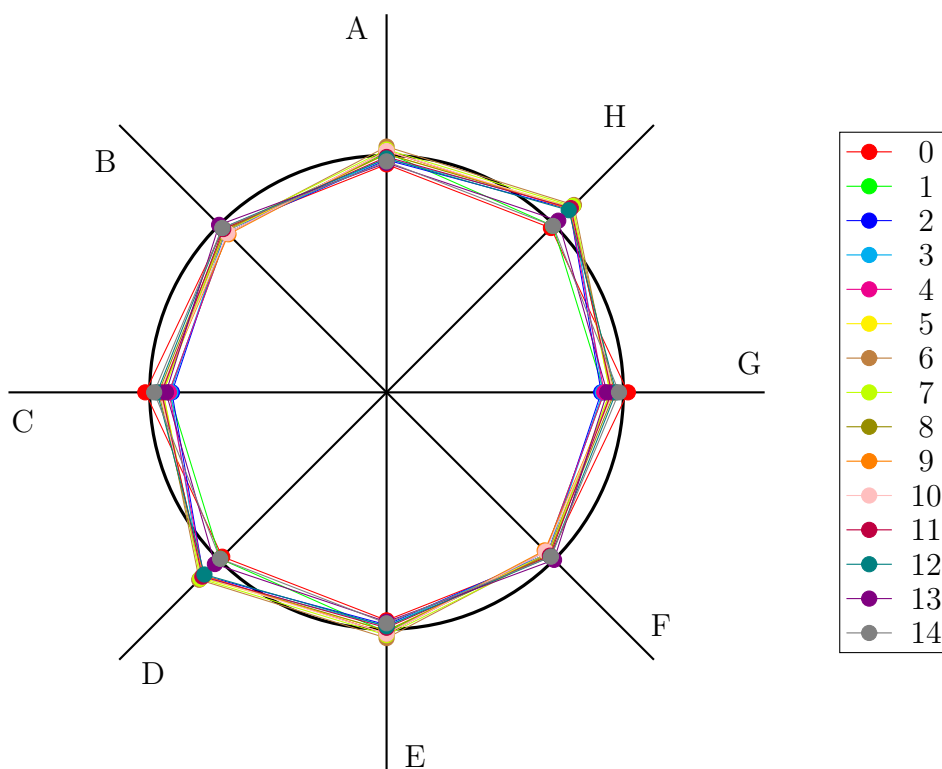


Obr. 14.27 Deformace potrubí - detail (vzorek A-D160-SDR11-SV-2)

14.1.1.6 A-D160-SDR11-SV-3



Obr. 14.28 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-3)



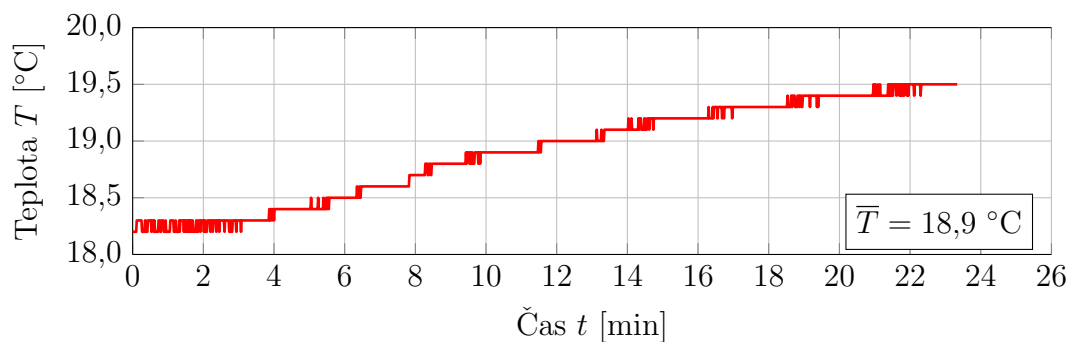
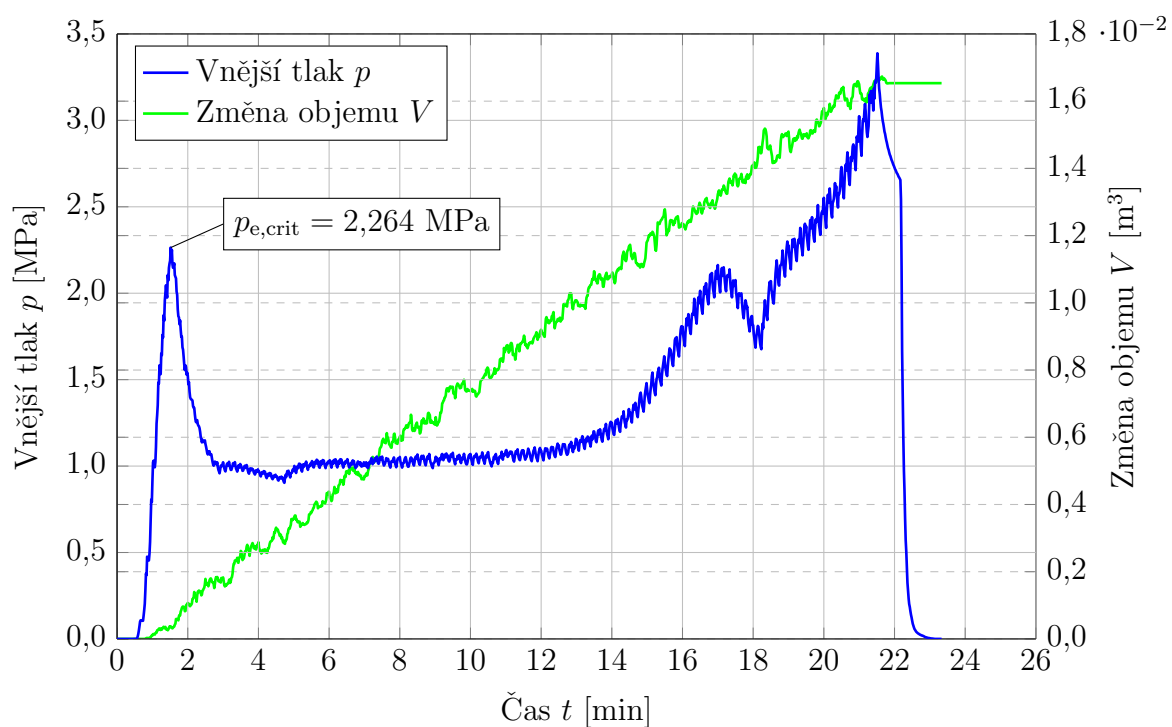
Obr. 14.29 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-3) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.12 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-3) ve vybraných místech před provedením experimentu

Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	159,7	159,8	160,2	159,9
1	0,1	160,1	159,6	159,4	160,0
2	0,2	159,9	159,7	159,3	160,8
3	0,3	159,9	159,7	159,3	160,9
4	0,4	160,2	159,6	159,4	160,8
5	0,5	160,1	159,7	159,6	160,9
6	0,6	160,3	159,7	159,6	161,0
7	0,7	160,2	159,8	159,6	160,9
8	0,8	160,1	159,8	159,7	160,8
9	0,9	160,2	159,6	159,7	160,8
10	1,0	160,2	159,6	159,7	160,8
11	1,1	160,0	159,8	159,6	160,8
12	1,2	159,9	159,9	159,8	160,7
13	1,3	159,8	160,0	159,5	160,2
14	1,4	159,8	159,9	159,9	160,0

Tab. 14.13 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-3) ve vybraných místech

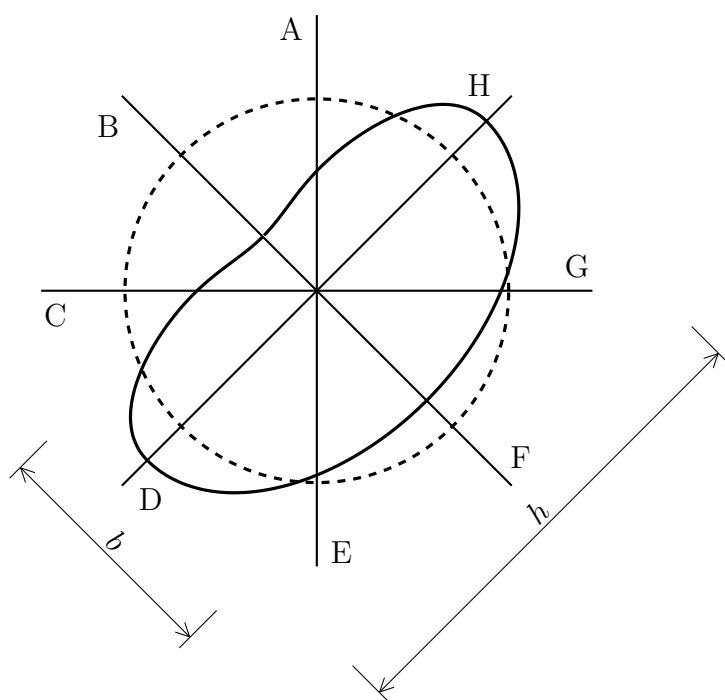
Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	15,2	14,9	15,0	15,4	15,4	15,1	15,2	15,1
12	1,2	15,1	14,8	14,8	15,3	15,4	15,0	15,1	15,1



Obr. 14.30 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek A-D160-SDR11-SV-3)



Obr. 14.31 Deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-3)



Měřící bod	h	b
0	188,5	116,6
1	199,5	103,1
2	200,9	101,2
3	201,4	101,2
4	200,7	102,0
5	201,0	101,5
6	201,5	101,4
7	201,9	101,1
8	201,7	101,2
9	201,4	101,5
10	201,5	101,7
11	200,8	102,3
12	198,8	104,7
13	190,3	115,1
14	165,8	156,0

Obr. 14.32 Schéma deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-3) po provedeném experimentu

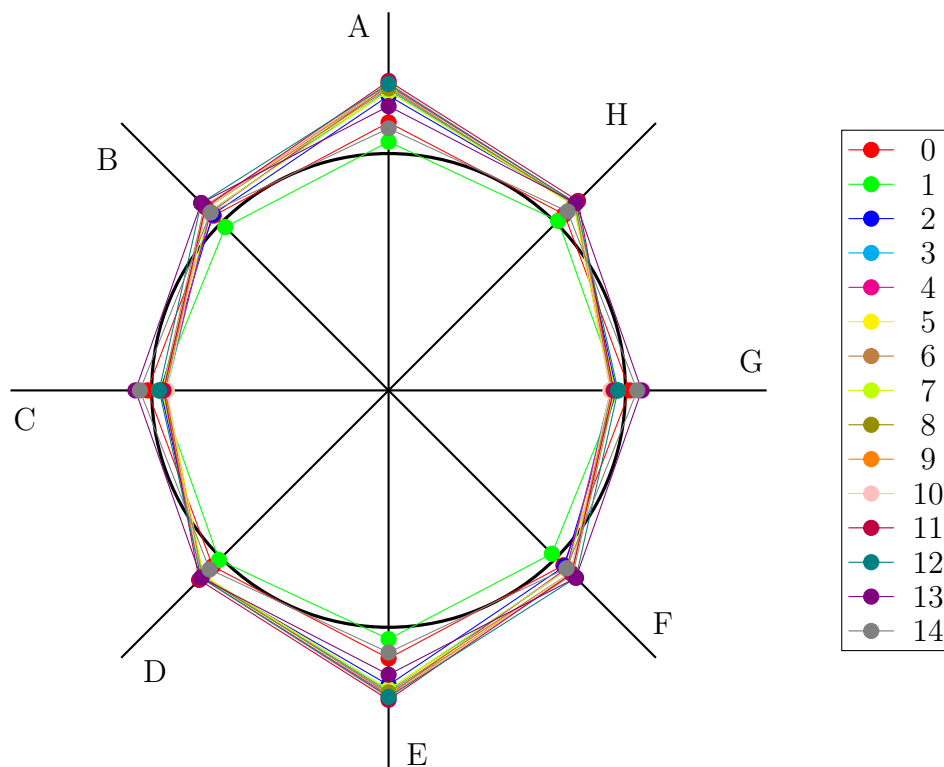


Obr. 14.33 Deformace potrubí - detail (vzorek A-D160-SDR11-SV-3)

14.1.1.7 A-D160-SDR11-SV-4



Obr. 14.34 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-4)



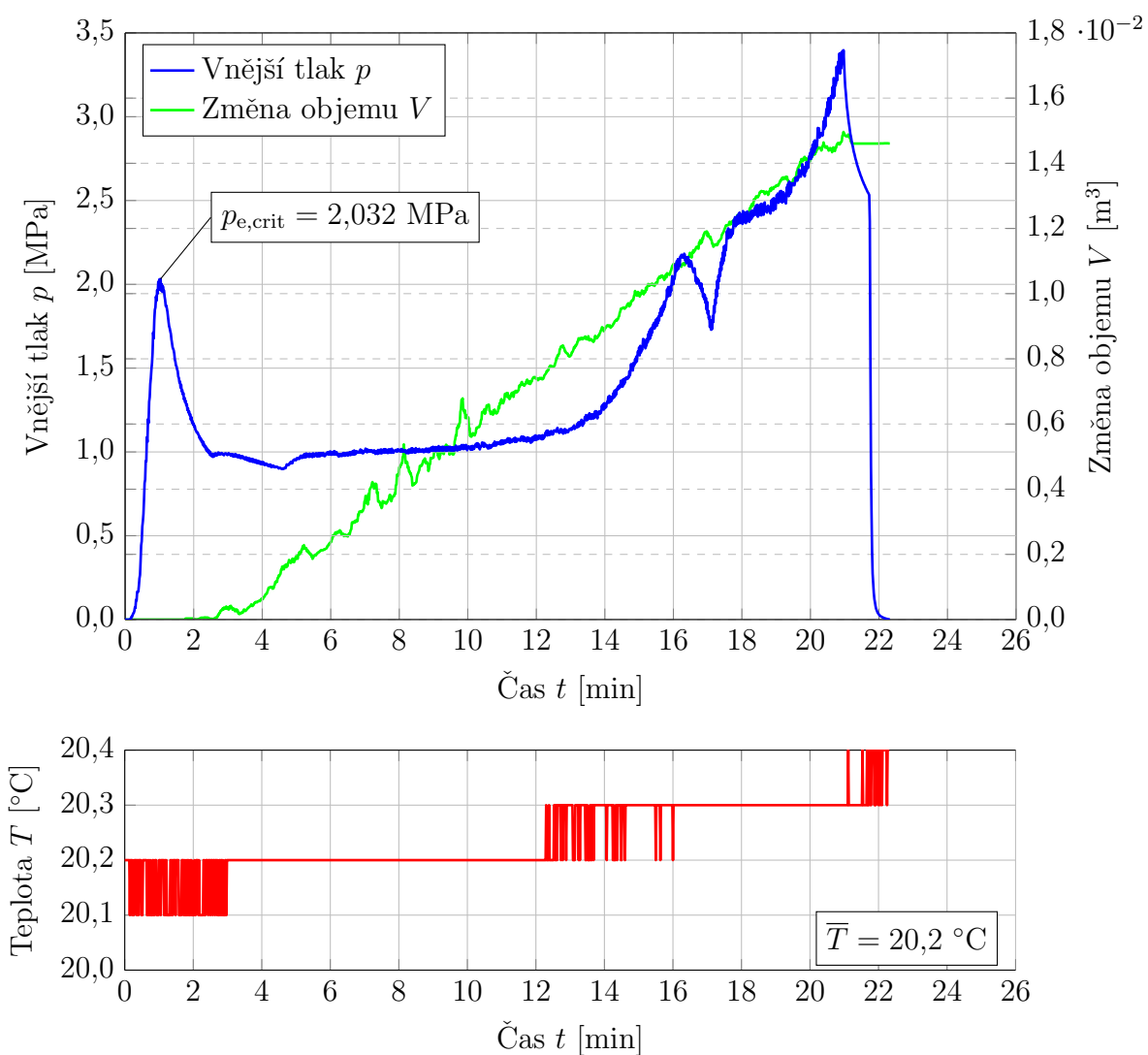
Obr. 14.35 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-4) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.14 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-4) ve vybraných místech před provedením experimentu

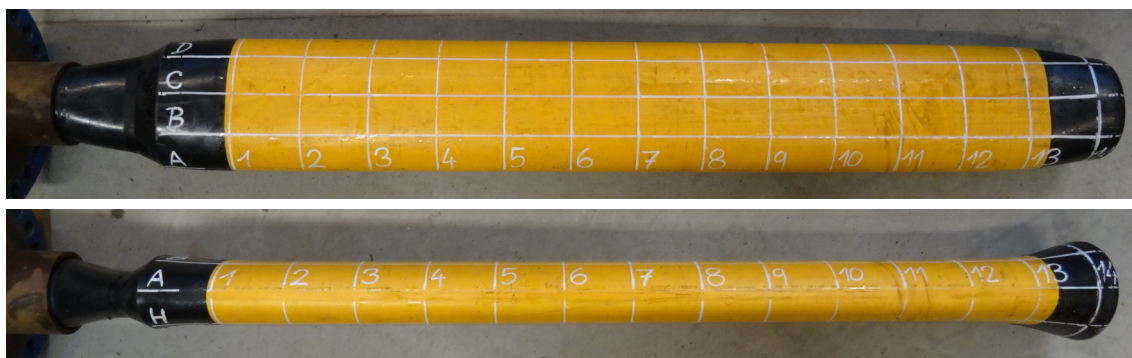
Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	161,1	160,4	160,2	160,4
1	0,1	160,4	159,8	159,8	160,1
2	0,2	162,0	160,4	159,7	160,9
3	0,3	162,2	160,6	159,5	160,9
4	0,4	162,3	160,5	159,6	161,0
5	0,5	162,1	160,8	159,5	160,9
6	0,6	162,3	160,8	159,7	160,9
7	0,7	162,1	160,6	159,7	160,9
8	0,8	162,2	160,7	159,6	160,9
9	0,9	162,4	160,7	159,6	161,0
10	1,0	162,4	160,7	159,5	161,0
11	1,1	162,5	160,8	159,6	161,1
12	1,2	162,4	161,0	159,8	161,0
13	1,3	161,6	161,0	160,6	161,0
14	1,4	160,9	160,5	160,4	160,6

Tab. 14.15 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-4) ve vybraných místech

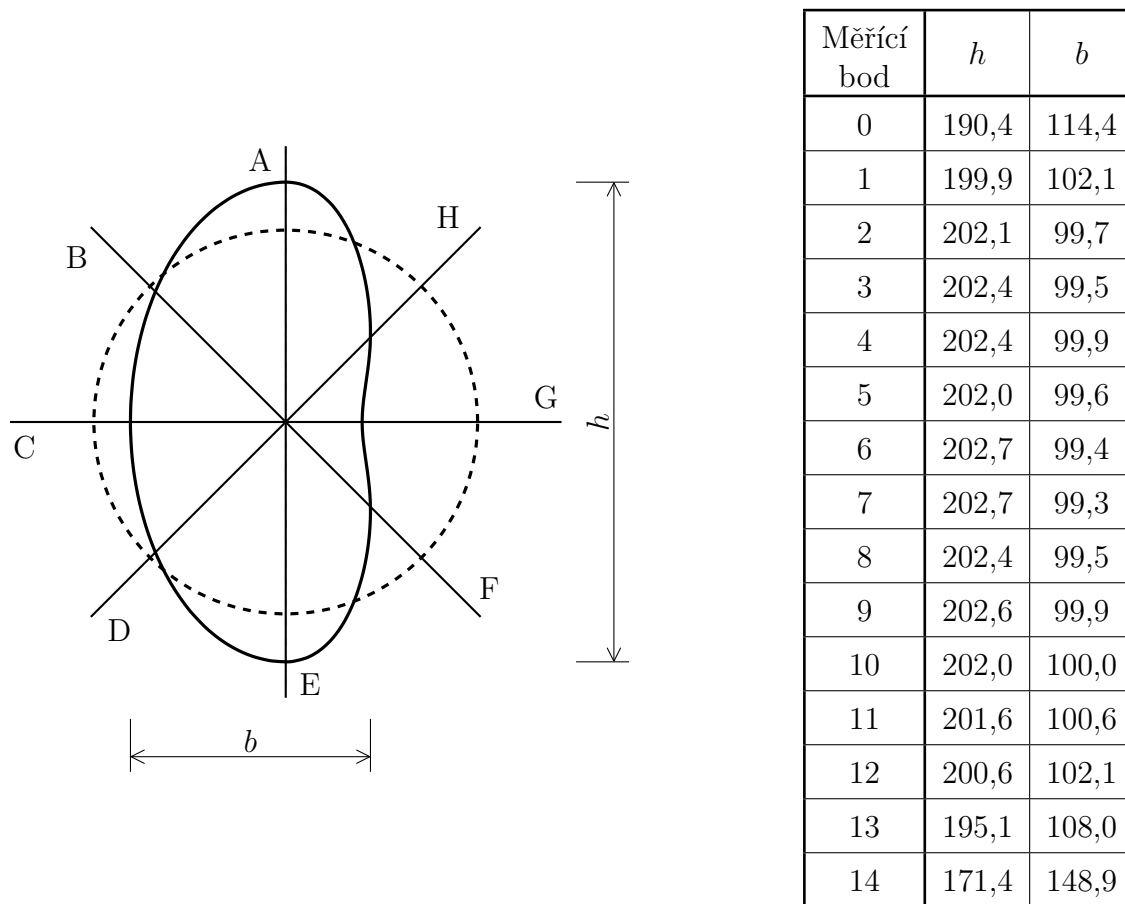
Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	15,0	15,1	15,0	15,3	15,0	15,0	15,0	15,3
12	1,2	15,0	15,0	15,0	15,3	15,0	15,0	14,9	15,3



Obr. 14.36 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek A-D160-SDR11-SV-4)



Obr. 14.37 Deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-4)

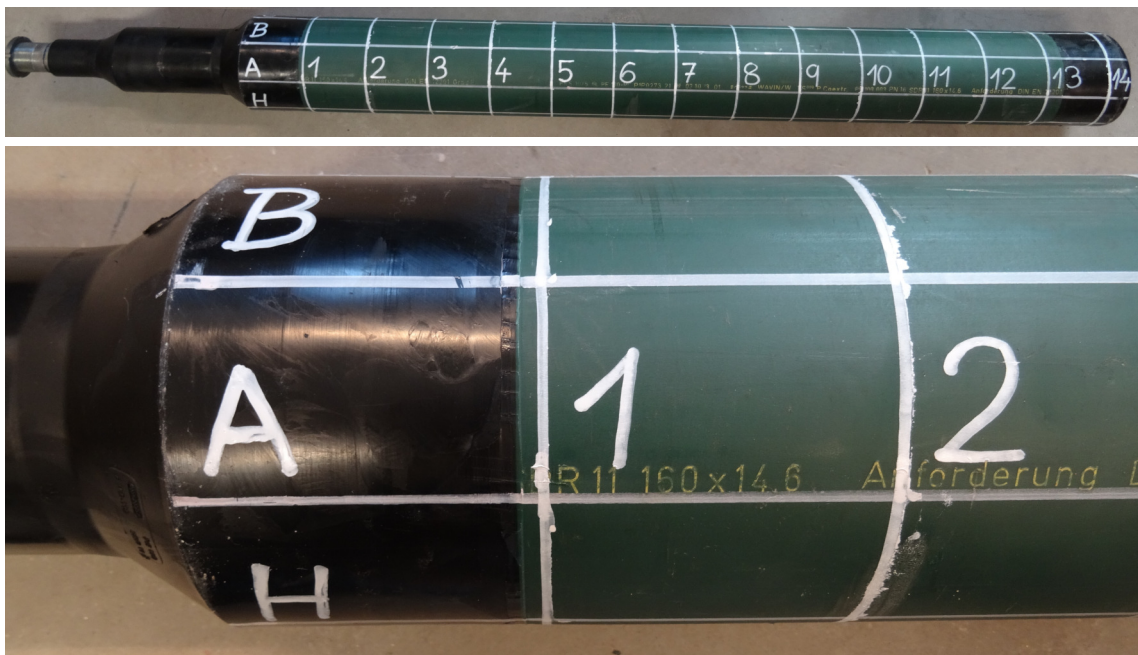


Obr. 14.38 Schéma deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-4) po provedeném experimentu

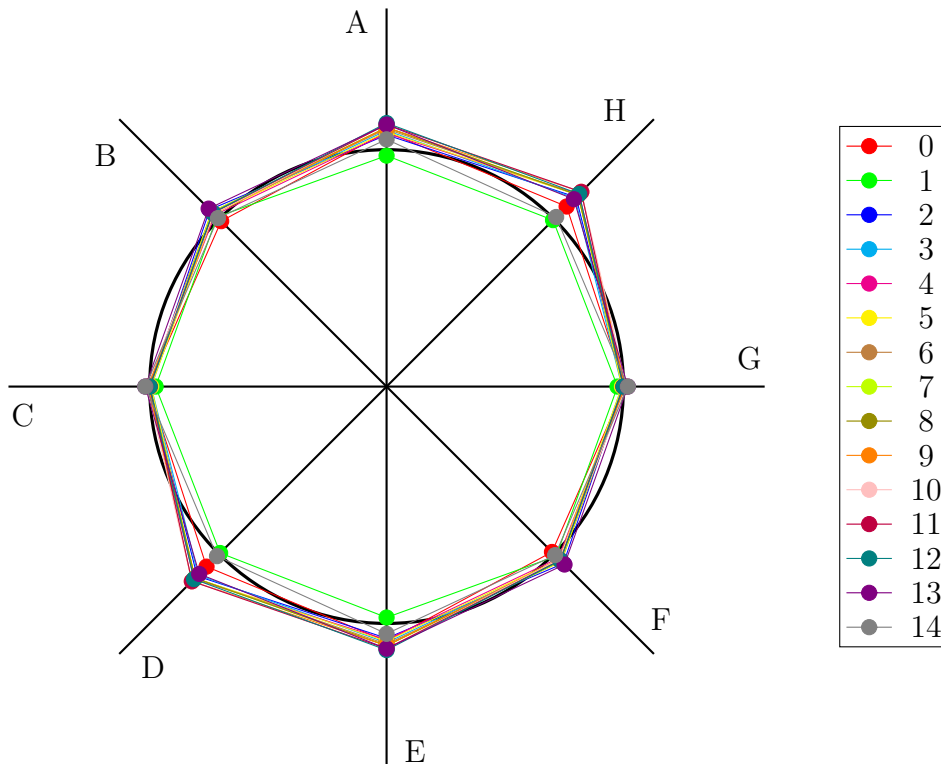


Obr. 14.39 Deformace potrubí - detail (vzorek A-D160-SDR11-SV-4)

14.1.1.8 A-D160-SDR11-SV-5



Obr. 14.40 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-5)



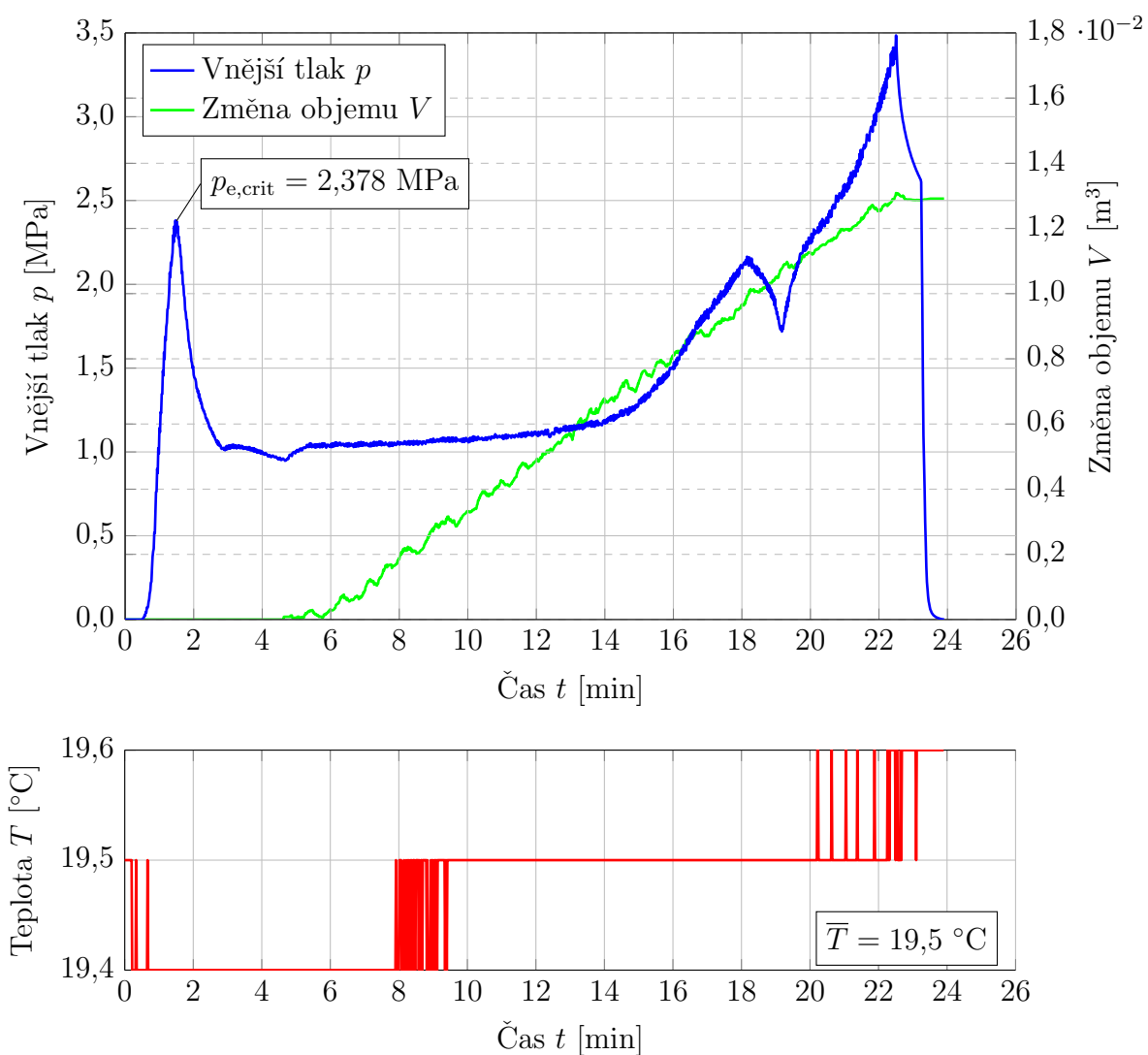
Obr. 14.41 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-5) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.16 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-5) ve vybraných místech před provedením experimentu

Měřící bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	160,6	159,9	160,1	160,6
1	0,1	159,8	160,1	159,8	160,0
2	0,2	160,5	160,5	160,0	161,1
3	0,3	160,7	160,3	160,0	161,0
4	0,4	160,6	160,2	160,1	161,2
5	0,5	160,6	160,3	160,0	161,2
6	0,6	160,7	160,4	160,1	161,2
7	0,7	160,8	160,4	160,0	161,2
8	0,8	160,8	160,3	160,0	161,2
9	0,9	160,8	160,3	160,1	161,3
10	1,0	160,9	160,3	160,1	161,3
11	1,1	160,9	160,3	160,0	161,3
12	1,2	160,9	160,3	160,0	161,2
13	1,3	160,9	160,5	160,2	161,0
14	1,4	160,4	160,1	160,2	160,1

Tab. 14.17 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-5) ve vybraných místech

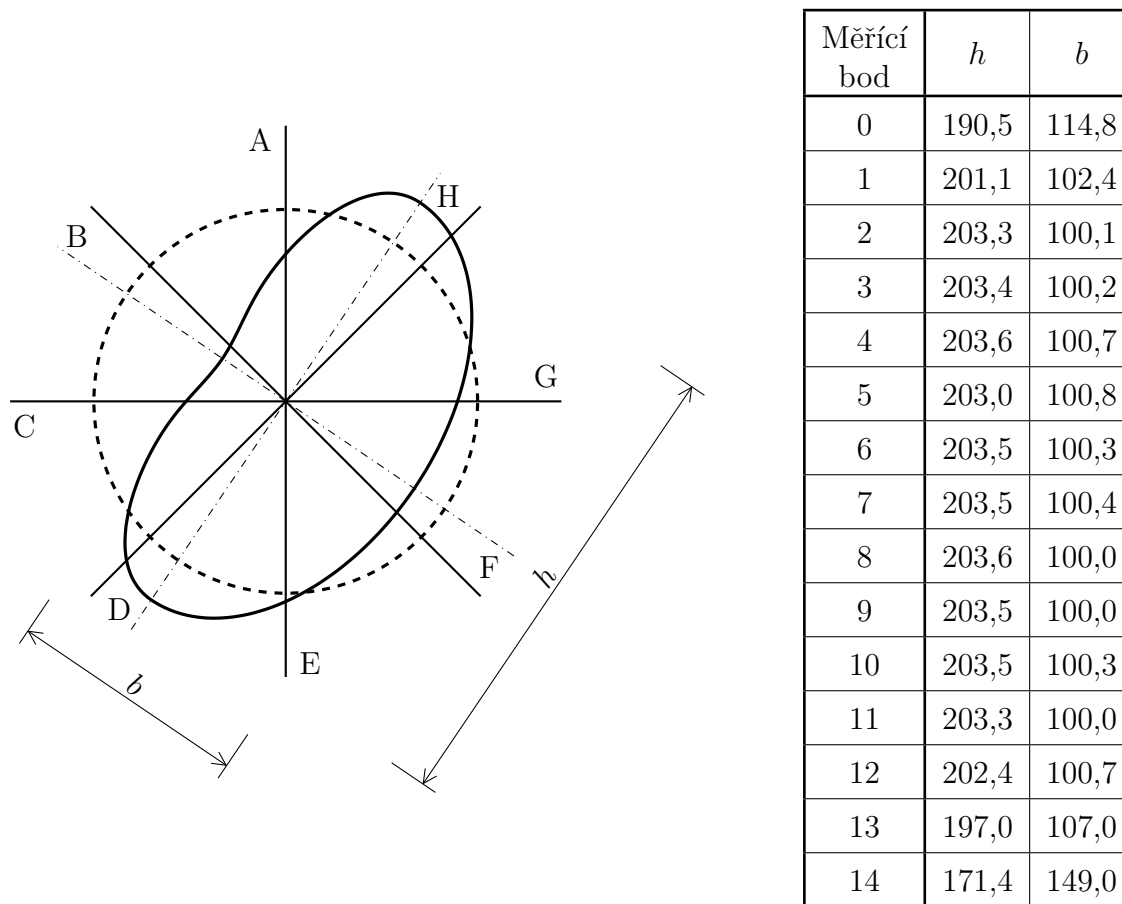
Měřící bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	15,2	15,0	14,9	15,3	15,4	15,1	15,0	15,3
12	1,2	15,1	15,0	14,8	15,4	15,3	15,1	15,1	15,2



Obr. 14.42 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek A-D160-SDR11-SV-5)



Obr. 14.43 Deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-5)



Obr. 14.44 Schéma deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-SV-5) po provedeném experimentu

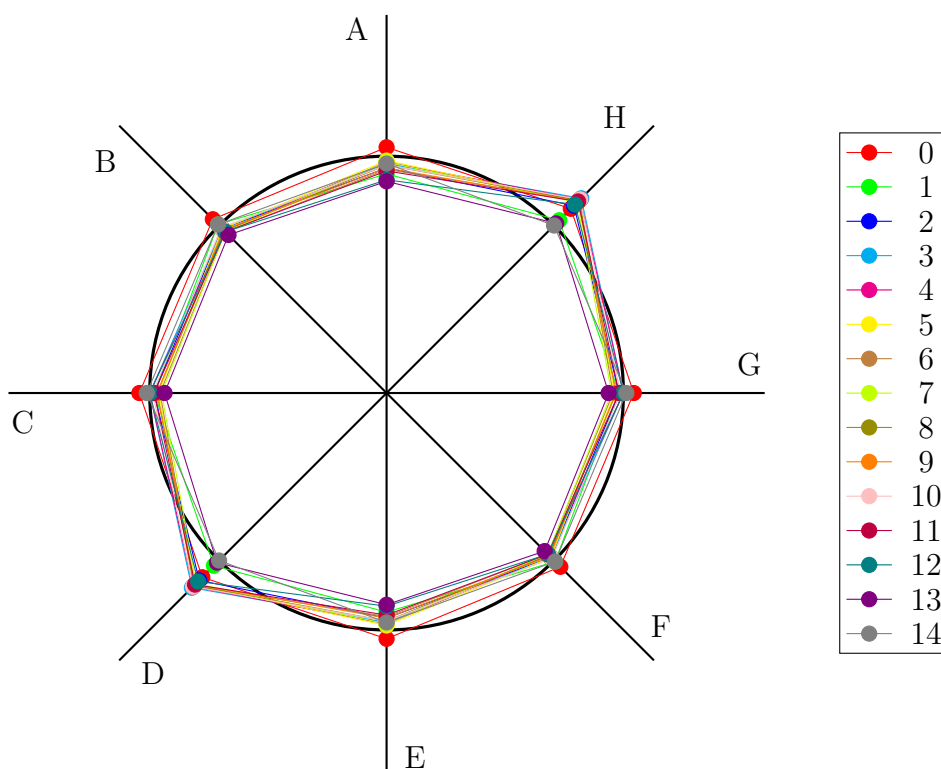


Obr. 14.45 Deformace potrubí - detail (vzorek A-D160-SDR11-SV-5)

14.1.1.9 A-D160-SDR11-BV-1



Obr. 14.46 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-1)



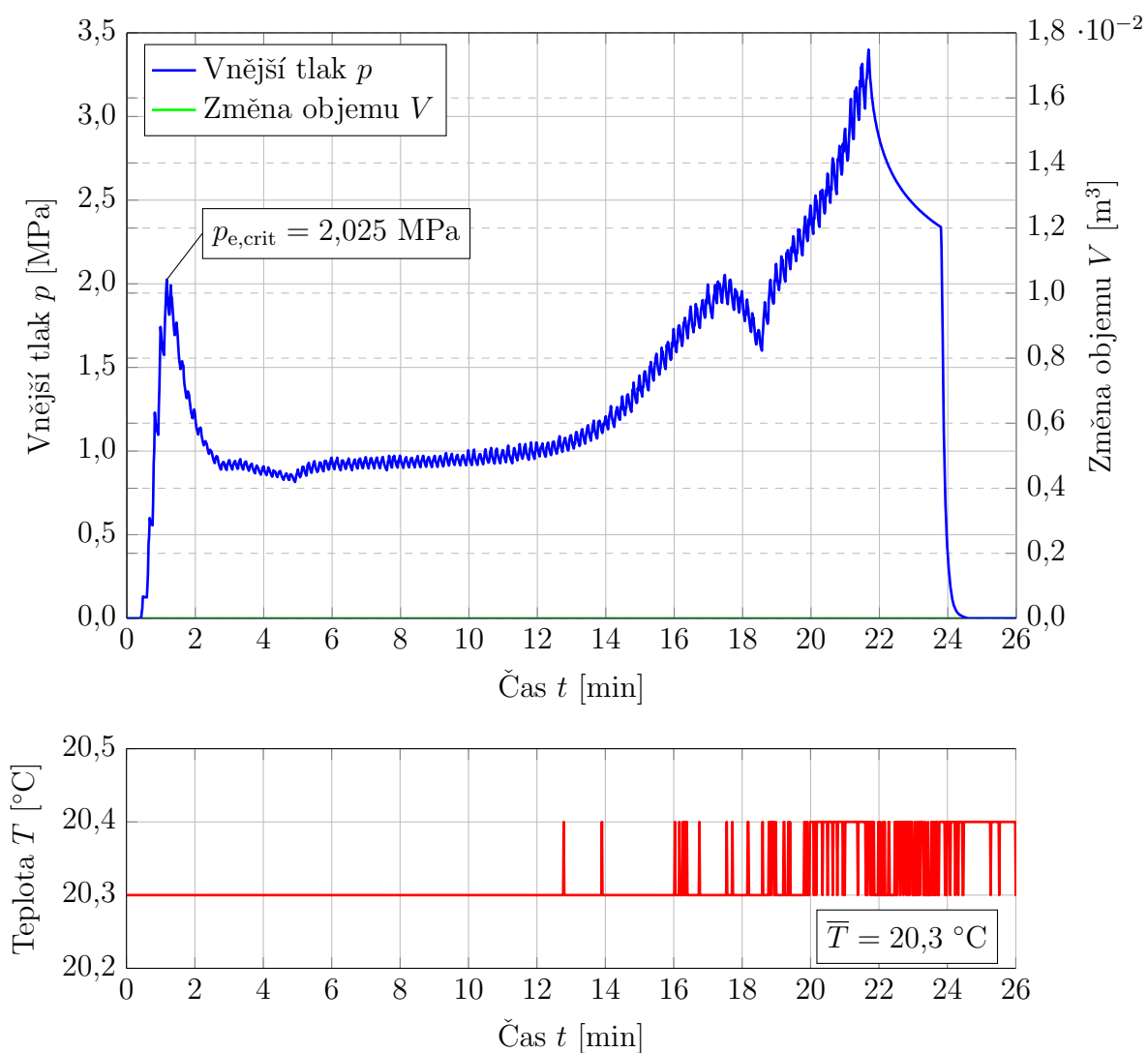
Obr. 14.47 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-1) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.18 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-1) ve vybraných místech před provedením experimentu

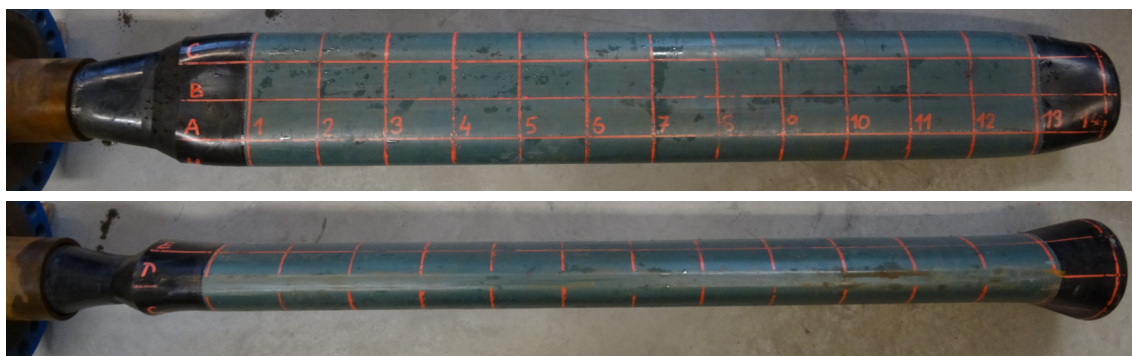
Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	160,3	160,3	160,4	160,8
1	0,1	159,4	160,1	159,9	160,3
2	0,2	159,6	159,9	159,9	161,0
3	0,3	159,8	159,9	160,0	161,3
4	0,4	159,8	159,8	160,0	161,3
5	0,5	159,9	159,9	159,7	161,2
6	0,6	159,6	159,7	159,7	161,2
7	0,7	159,8	159,7	159,6	161,1
8	0,8	159,7	159,8	159,8	161,2
9	0,9	159,6	159,8	159,8	161,2
10	1,0	159,7	159,9	159,9	161,3
11	1,1	159,5	159,7	159,9	161,2
12	1,2	159,2	159,7	160,0	161,0
13	1,3	159,2	159,6	159,5	160,1
14	1,4	159,8	160,1	160,1	160,0

Tab. 14.19 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-1) ve vybraných místech

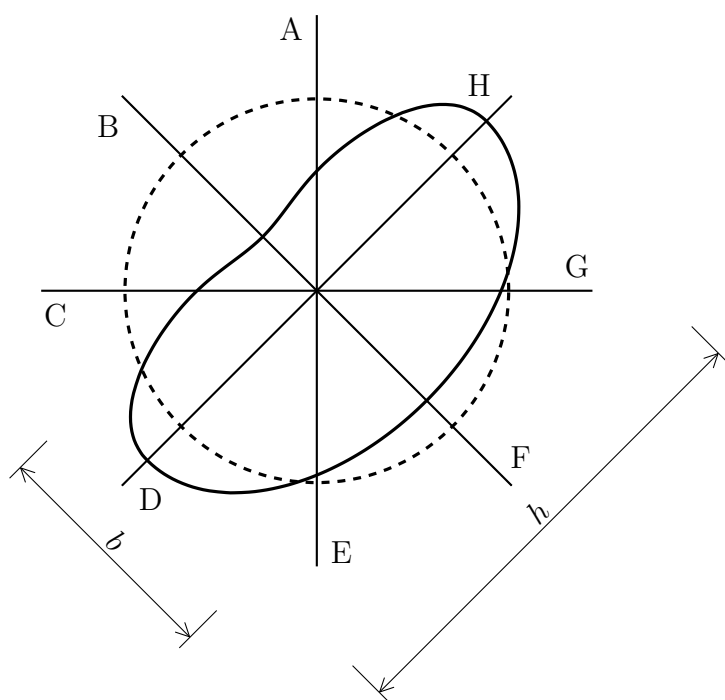
Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	15,0	14,8	15,0	14,9	15,0	15,1	15,1	14,6
12	1,2	15,0	14,9	15,0	15,0	14,9	15,2	15,1	14,8



Obr. 14.48 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek A-D160-SDR11-BV-1)



Obr. 14.49 Deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-1)



Měřící bod	h	b
0	191,3	114,5
1	201,8	101,3
2	202,9	102,9
3	202,2	104,0
4	202,7	104,0
5	202,6	104,0
6	202,8	104,0
7	202,5	103,6
8	202,2	104,0
9	202,0	104,6
10	202,2	105,5
11	201,9	105,2
12	200,6	105,9
13	194,5	111,7
14	165,3	156,3

Obr. 14.50 Schéma deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-1) po provedeném experimentu

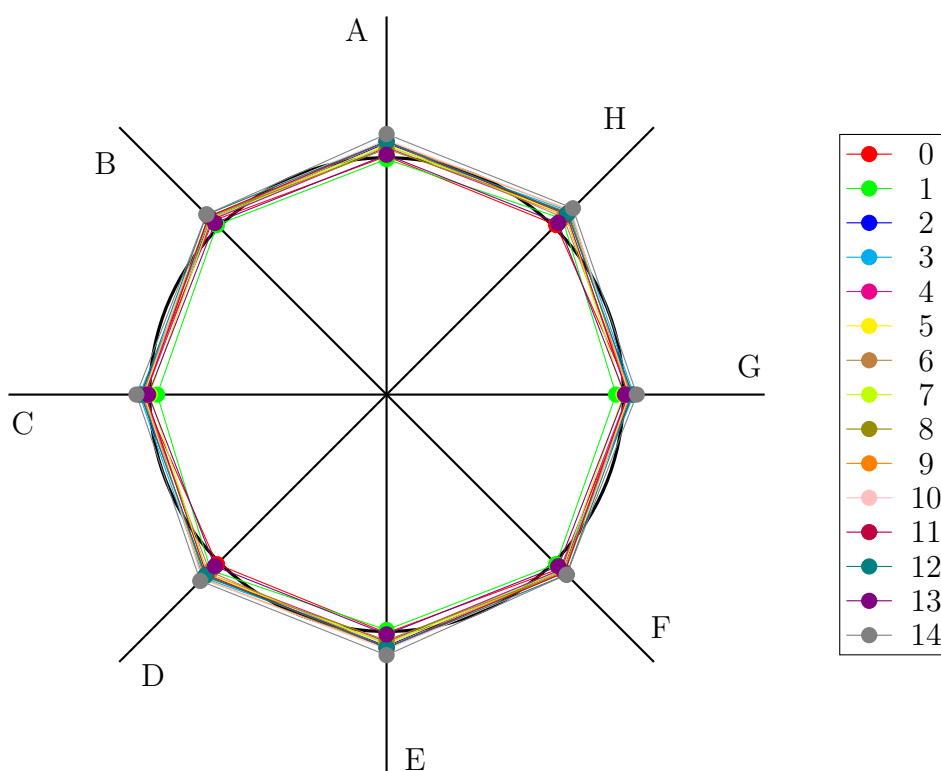


Obr. 14.51 Deformace potrubí - detail (vzorek A-D160-SDR11-BV-1)

14.1.1.10 A-D160-SDR11-BV-2



Obr. 14.52 Sít' pro měření rozměrů potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-2)



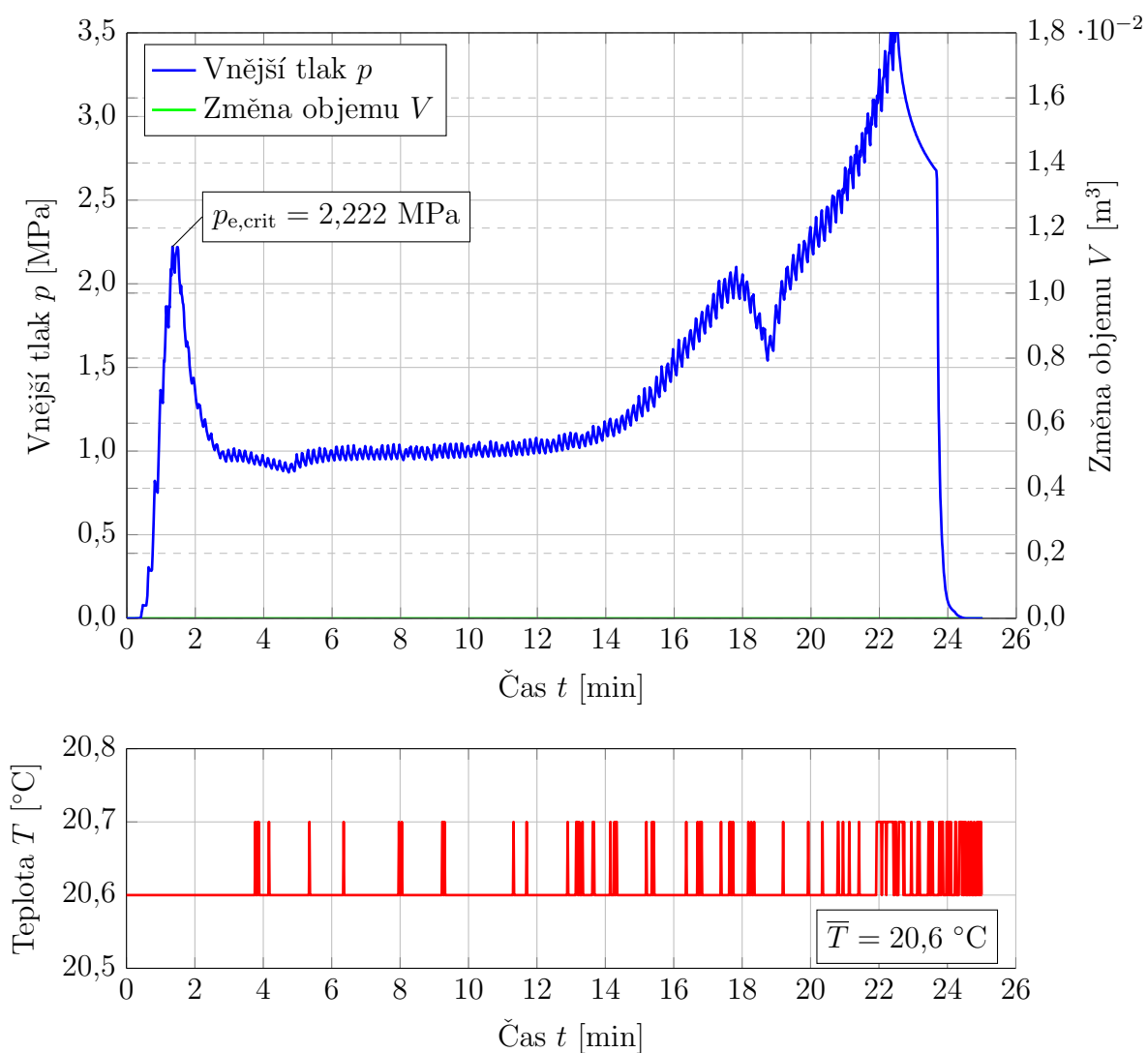
Obr. 14.53 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-2) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.20 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-2) ve vybraných místech před provedením experimentu

Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	160,1	160,3	160,3	160,1
1	0,1	160,0	160,1	159,8	160,4
2	0,2	160,5	160,4	160,3	160,7
3	0,3	160,4	160,4	160,4	160,8
4	0,4	160,4	160,4	160,2	160,6
5	0,5	160,5	160,5	160,2	160,6
6	0,6	160,6	160,5	160,3	160,5
7	0,7	160,4	160,4	160,0	160,6
8	0,8	160,3	160,5	160,3	160,7
9	0,9	160,6	160,5	160,2	160,8
10	1,0	160,6	160,6	160,2	160,8
11	1,1	160,6	160,5	160,2	160,6
12	1,2	160,6	160,6	160,3	160,7
13	1,3	160,1	160,2	160,1	160,2
14	1,4	160,8	160,6	160,5	160,9

Tab. 14.21 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-2) ve vybraných místech

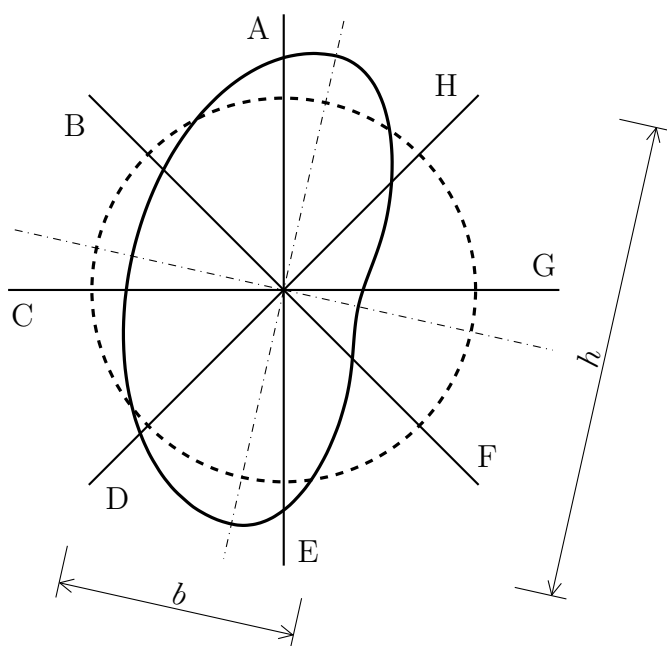
Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	15,1	15,3	15,3	15,4	15,3	15,4	15,3	15,3
12	1,2	15,1	15,5	15,4	15,5	15,3	15,4	15,5	15,3



Obr. 14.54 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek A-D160-SDR11-BV-2)



Obr. 14.55 Deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-2)



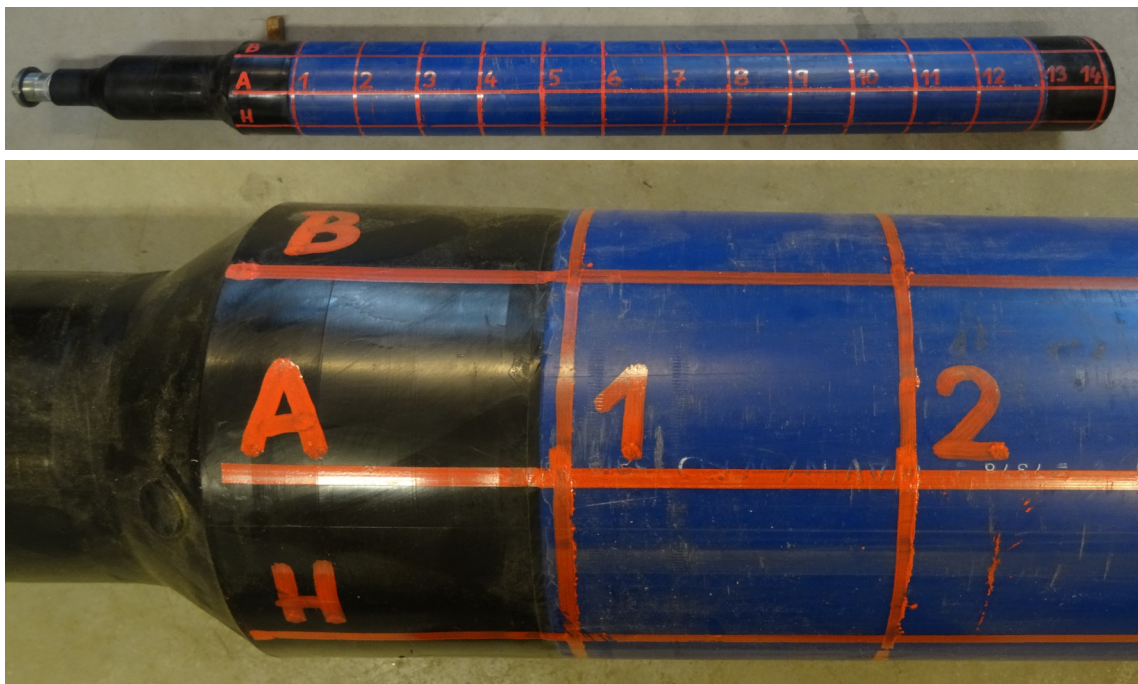
Měřící bod	h	b
0	191,8	111,9
1	202,5	98,9
2	202,7	100,3
3	202,4	101,8
4	202,1	101,2
5	202,7	101,0
6	202,2	102,2
7	202,0	102,0
8	202,4	103,0
9	201,7	102,8
10	201,6	102,8
11	201,8	102,3
12	200,2	101,8
13	194,2	107,4
14	164,5	155,3

Obr. 14.56 Schéma deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-2) po provedeném experimentu

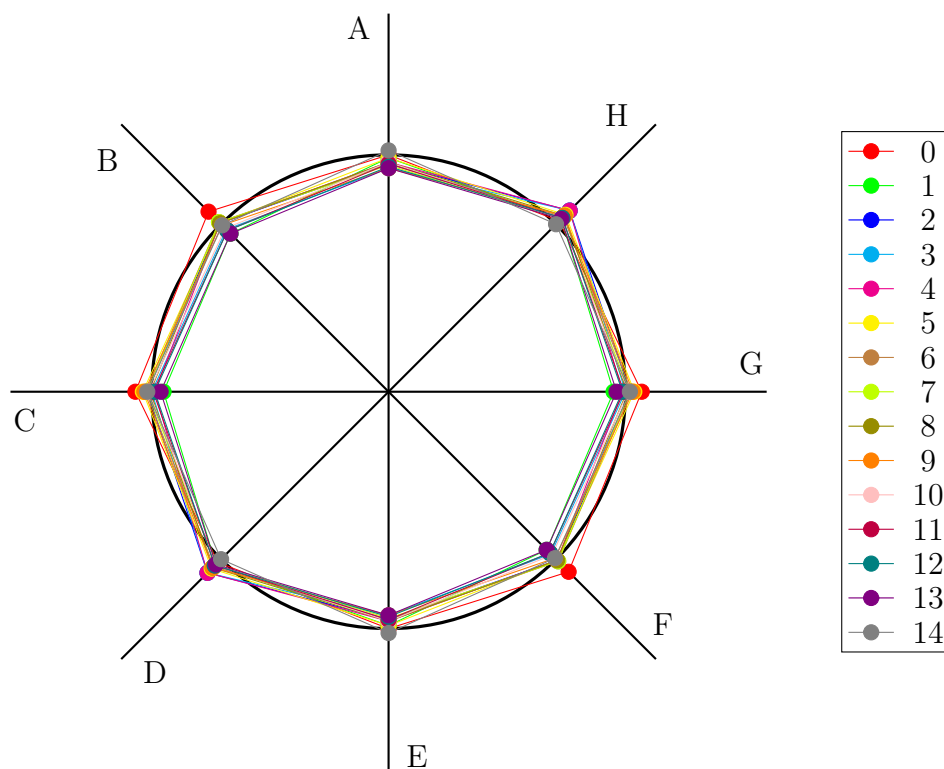


Obr. 14.57 Deformace potrubí - detail (vzorek A-D160-SDR11-BV-2)

14.1.1.11 A-D160-SDR11-BV-3



Obr. 14.58 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-3)



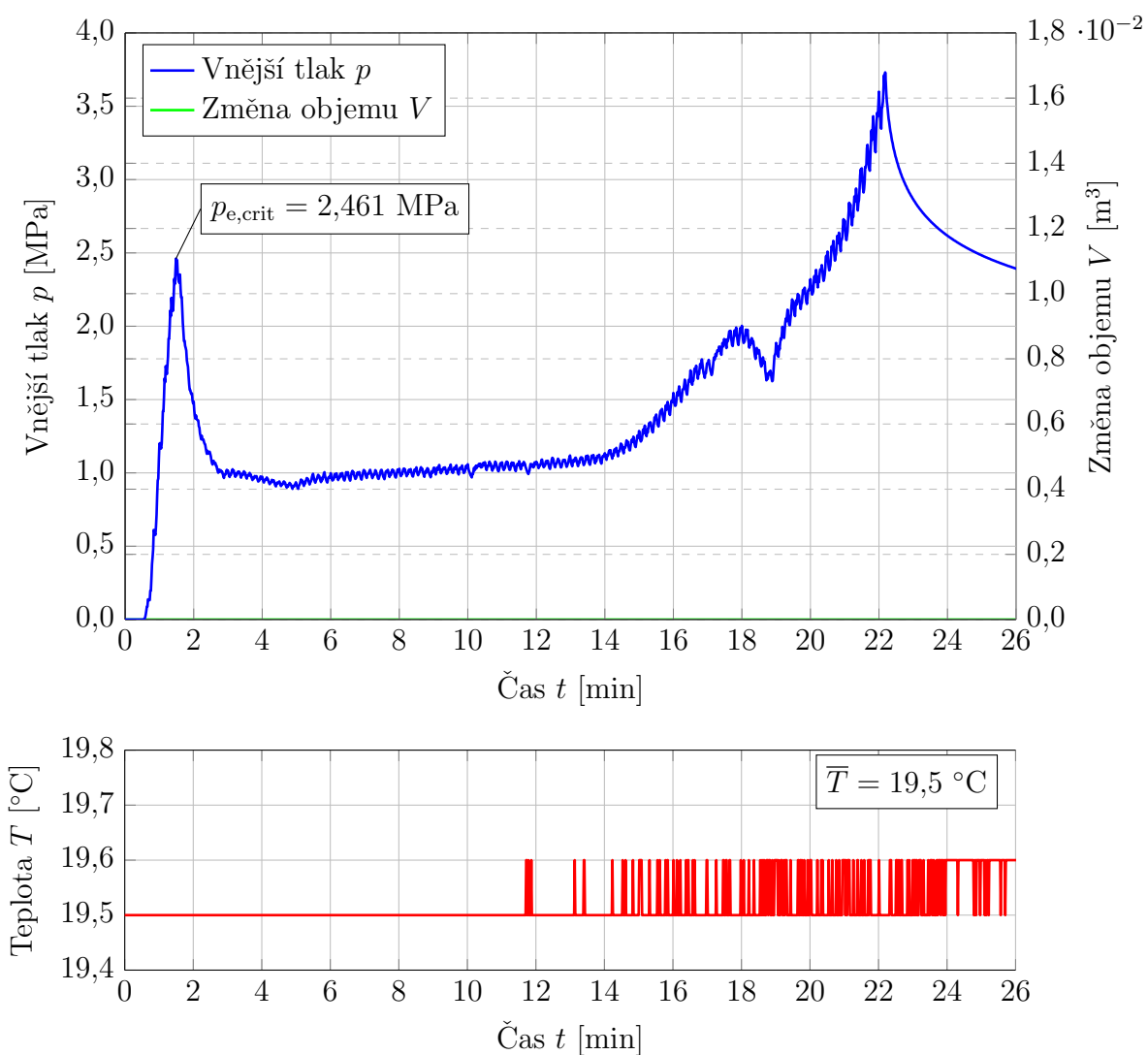
Obr. 14.59 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-3) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.22 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-3) ve vybraných místech před provedením experimentu

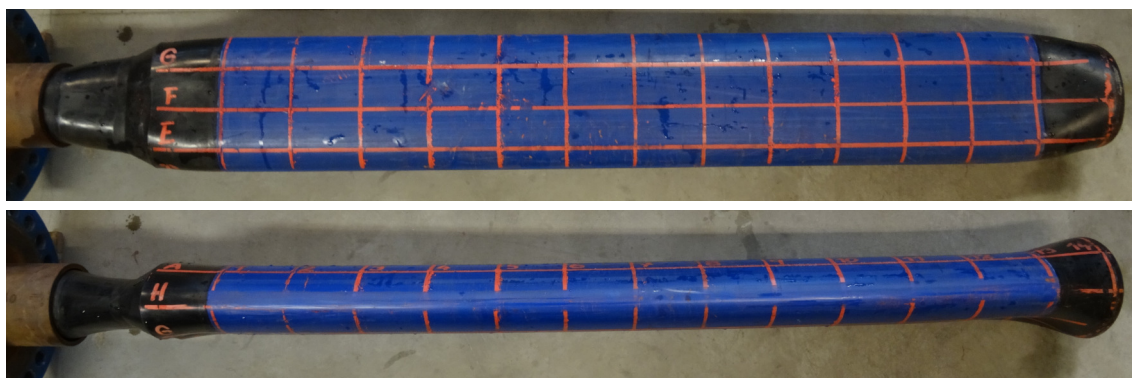
Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	160,0	160,6	160,6	160,2
1	0,1	159,9	159,6	159,6	160,3
2	0,2	159,7	160,1	160,2	160,7
3	0,3	159,6	159,8	160,0	160,7
4	0,4	159,8	160,1	159,9	160,7
5	0,5	159,9	160,1	160,3	160,5
6	0,6	159,7	160,1	160,2	160,4
7	0,7	159,7	160,1	160,2	160,3
8	0,8	159,8	160,1	160,1	160,4
9	0,9	159,6	160,0	160,3	160,4
10	1,0	159,8	159,8	160,1	160,3
11	1,1	159,7	159,7	160,0	160,3
12	1,2	159,6	159,7	159,9	160,3
13	1,3	159,6	159,6	159,7	160,3
14	1,4	160,2	160,0	160,2	160,0

Tab. 14.23 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-3) ve vybraných místech

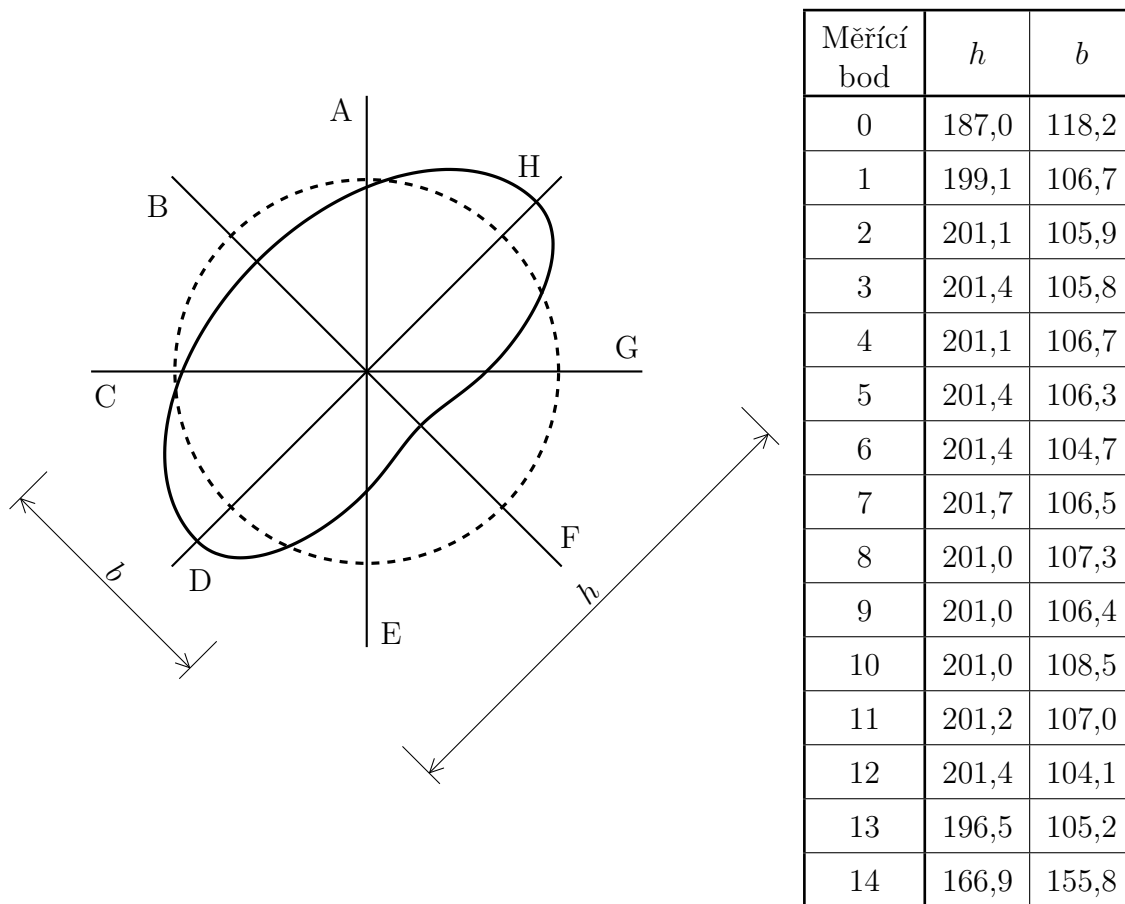
Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	15,3	15,6	15,9	15,5	14,9	14,7	14,8	15,0
12	1,2	15,3	15,6	15,8	15,7	14,8	14,7	14,8	15,0



Obr. 14.60 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek A-D160-SDR11-BV-3)



Obr. 14.61 Deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-3)



Obr. 14.62 Schéma deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-3) po provedeném experimentu

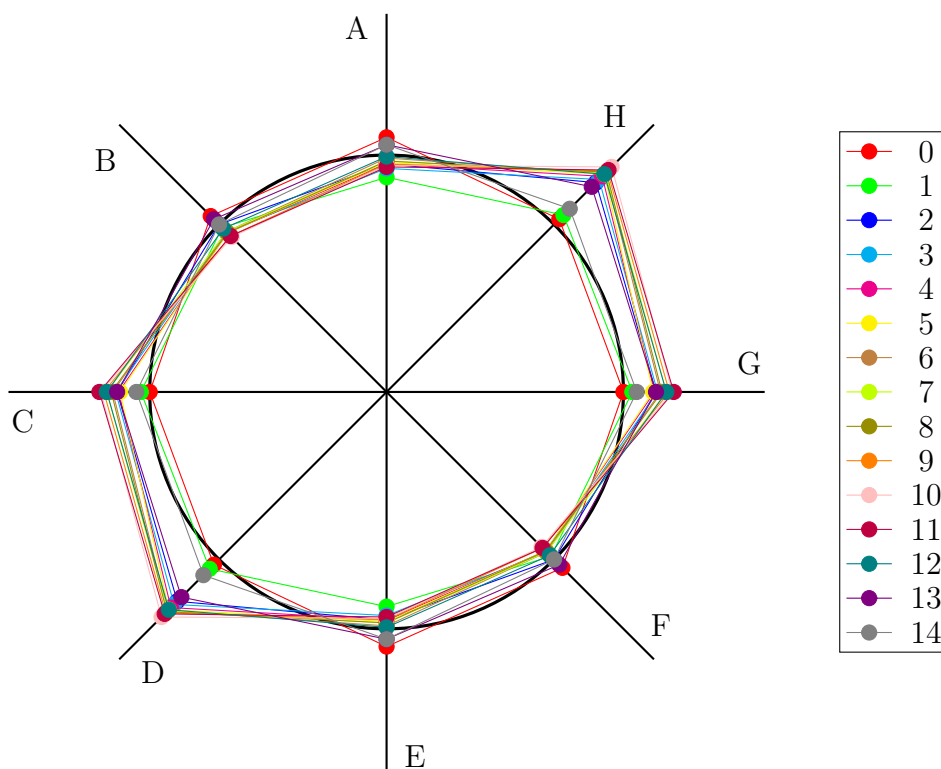


Obr. 14.63 Deformace potrubí - detail (vzorek A-D160-SDR11-BV-3)

14.1.1.12 A-D160-SDR11-BV-4



Obr. 14.64 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-4)



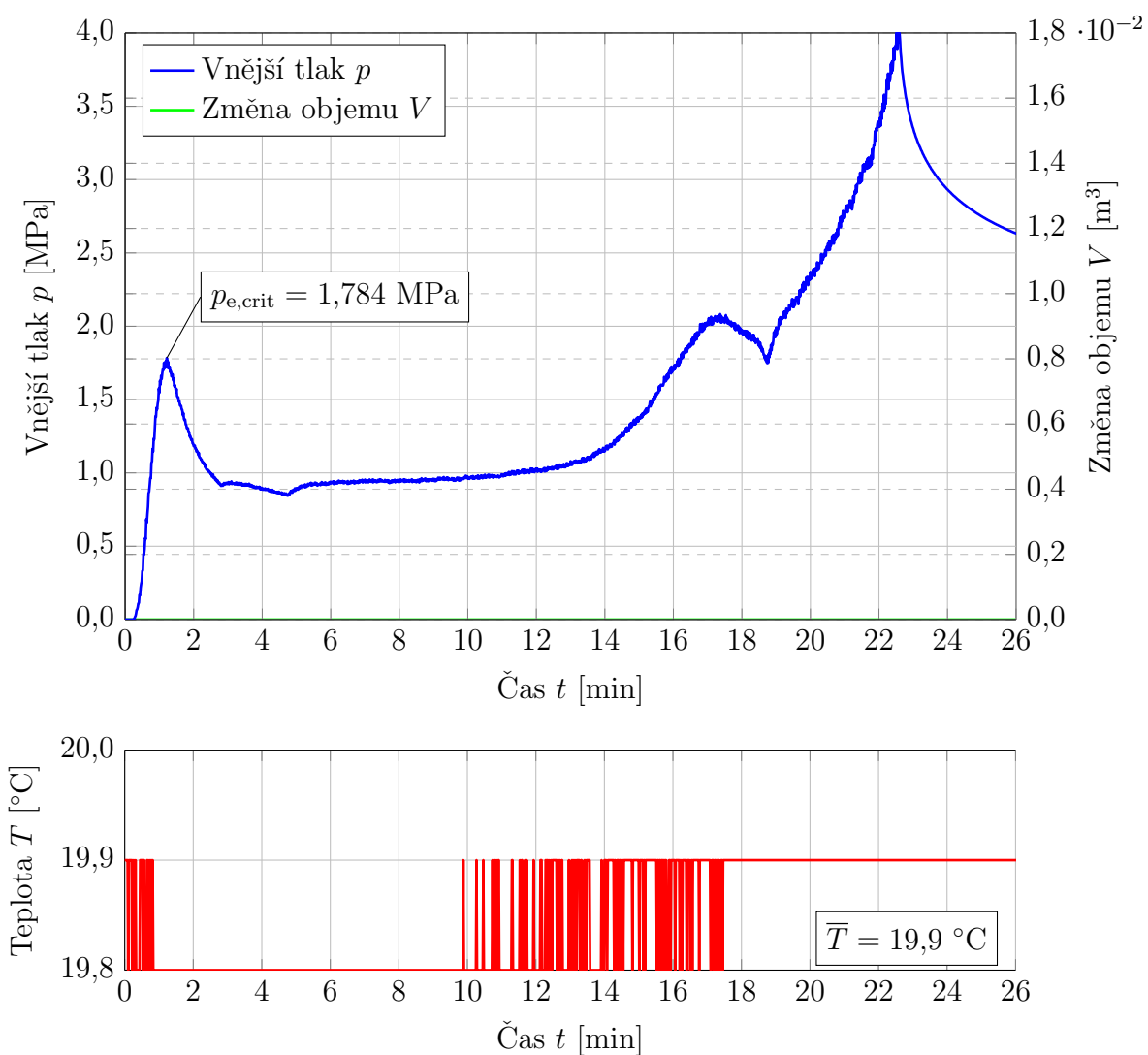
Obr. 14.65 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-4) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.24 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-4) ve vybraných místech před provedením experimentu

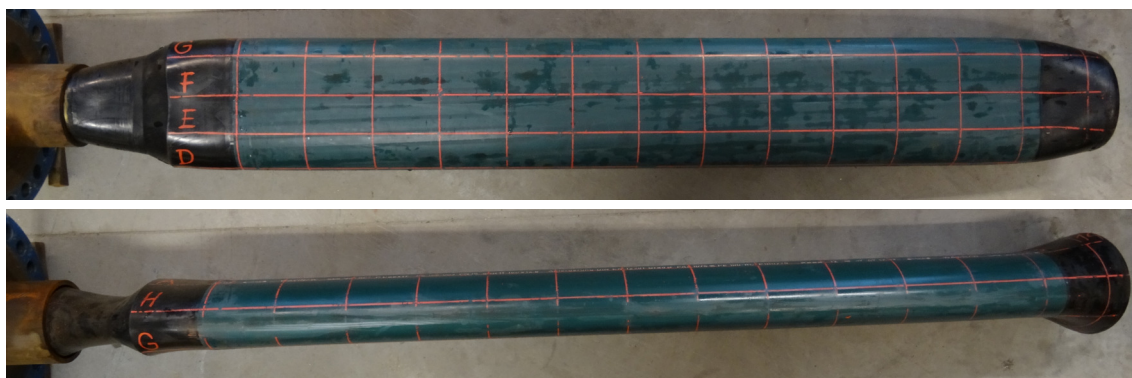
Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	160,6	160,4	160,0	160,3
1	0,1	159,3	159,9	160,3	160,5
2	0,2	159,7	160,0	161,1	162,0
3	0,3	159,6	159,7	161,2	162,2
4	0,4	159,7	159,6	161,1	162,3
5	0,5	159,8	159,6	161,0	162,4
6	0,6	159,9	159,7	161,3	162,5
7	0,7	159,8	159,7	161,5	162,5
8	0,8	159,8	159,6	161,3	162,5
9	0,9	159,7	159,5	161,6	162,6
10	1,0	159,7	159,4	161,7	162,8
11	1,1	159,6	159,5	161,7	162,6
12	1,2	160,0	159,8	161,5	162,4
13	1,3	160,4	160,3	161,1	161,8
14	1,4	160,4	160,0	160,5	160,8

Tab. 14.25 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-4) ve vybraných místech

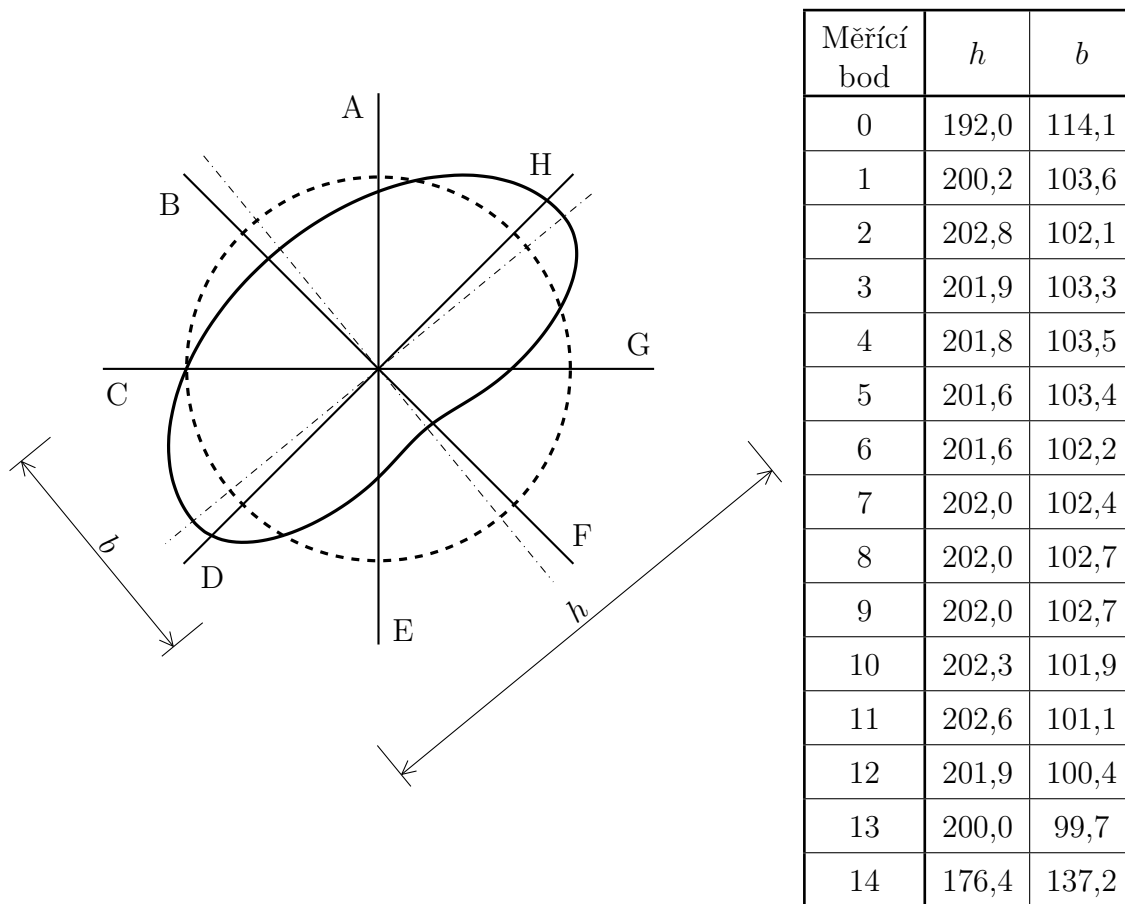
Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	15,5	14,6	14,6	14,9	14,9	15,0	15,2	15,8
12	1,2	15,6	14,6	14,7	14,8	14,8	15,1	15,2	15,7



Obr. 14.66 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek A-D160-SDR11-BV-4)



Obr. 14.67 Deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-4)

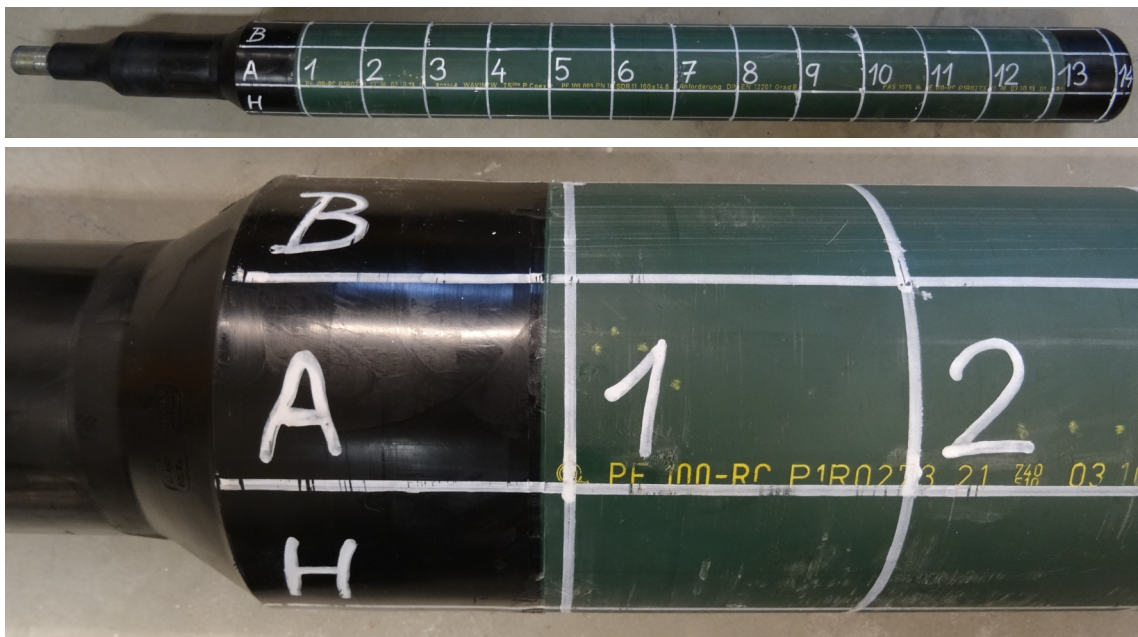


Obr. 14.68 Schéma deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-4) po provedeném experimentu

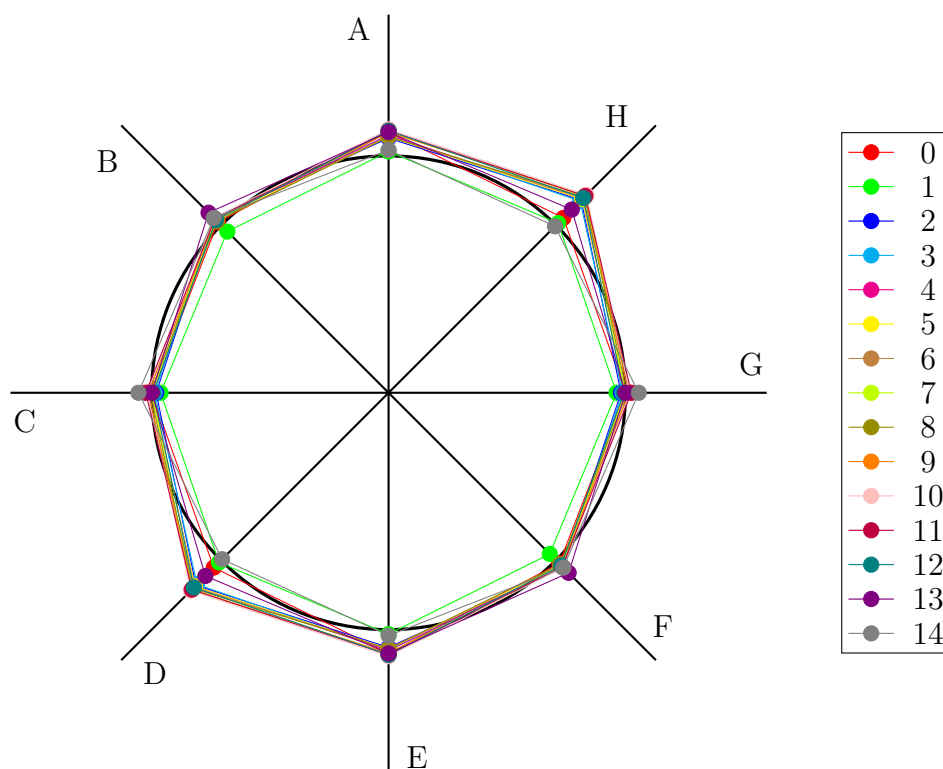


Obr. 14.69 Deformace potrubí - detail (vzorek A-D160-SDR11-BV-4)

14.1.1.13 A-D160-SDR11-BV-5



Obr. 14.70 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-5)



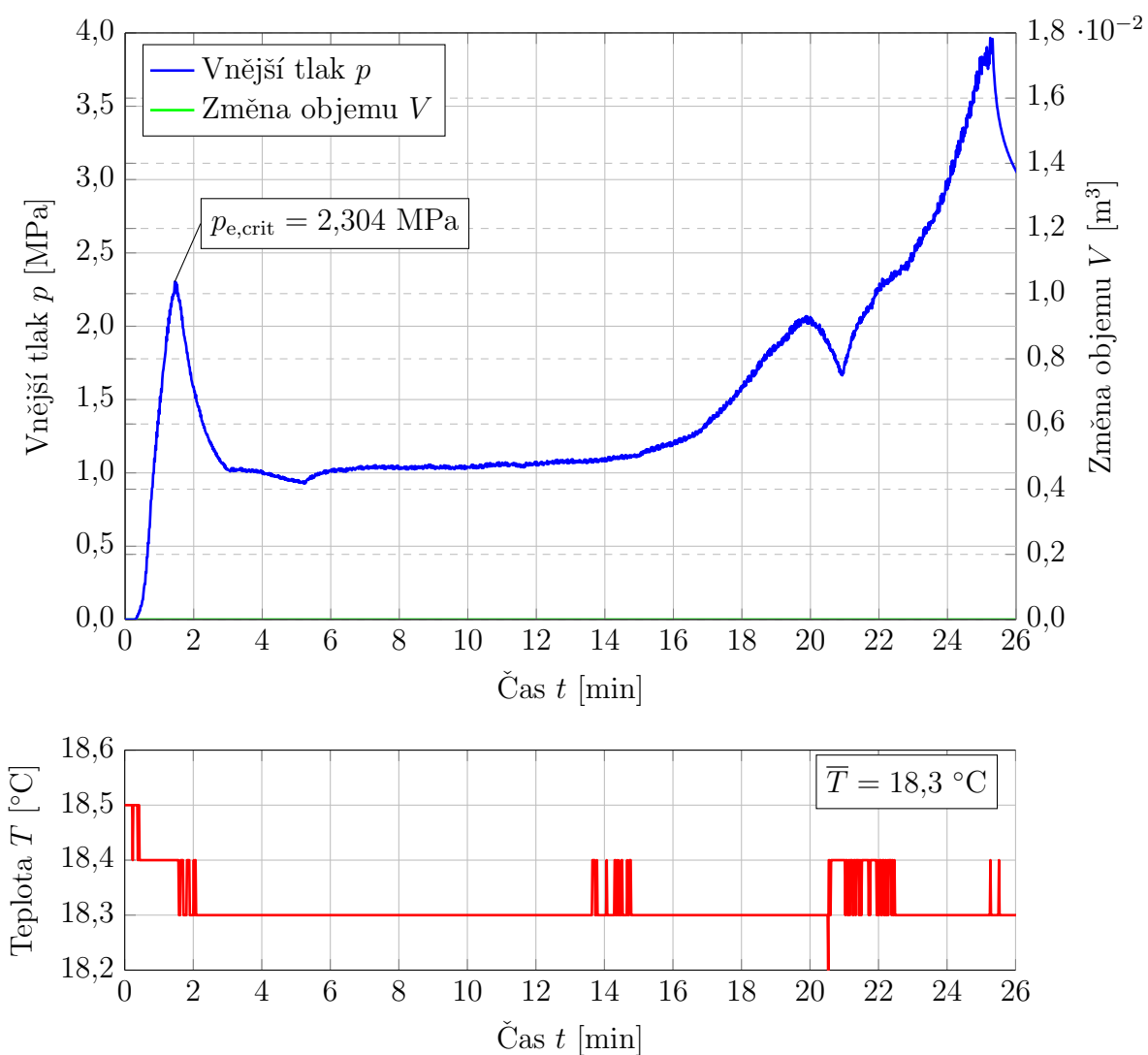
Obr. 14.71 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-5) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.26 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-5) ve vybraných místech před provedením experimentu

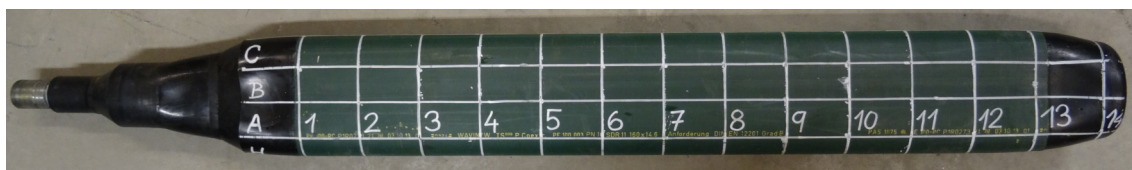
Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	160,8	160,2	160,0	160,4
1	0,1	160,2	159,7	159,7	160,1
2	0,2	160,6	160,4	159,9	161,2
3	0,3	160,7	160,4	159,9	161,2
4	0,4	160,7	160,3	160,0	161,3
5	0,5	160,7	160,3	160,0	161,3
6	0,6	160,7	160,2	160,2	161,3
7	0,7	160,8	160,3	160,0	161,4
8	0,8	160,7	160,2	160,1	161,4
9	0,9	160,8	160,3	160,1	161,4
10	1,0	160,9	160,4	160,2	161,5
11	1,1	160,9	160,3	160,2	161,4
12	1,2	160,9	160,3	160,0	161,3
13	1,3	160,8	160,6	160,0	160,8
14	1,4	160,2	160,4	160,5	160,0

Tab. 14.27 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-5) ve vybraných místech

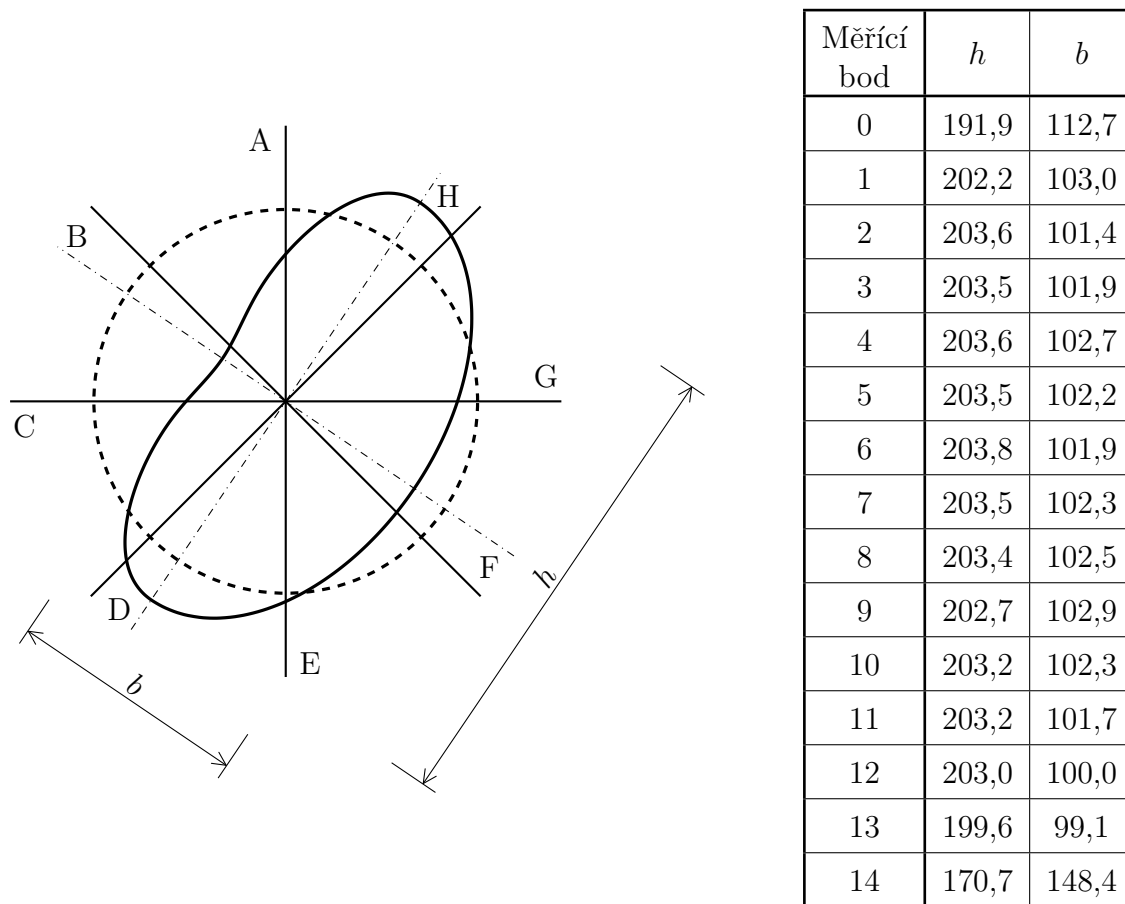
Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	15,1	15,0	14,9	15,2	15,3	15,0	15,0	15,2
12	1,2	15,2	14,9	14,8	15,2	15,3	15,0	15,1	15,3



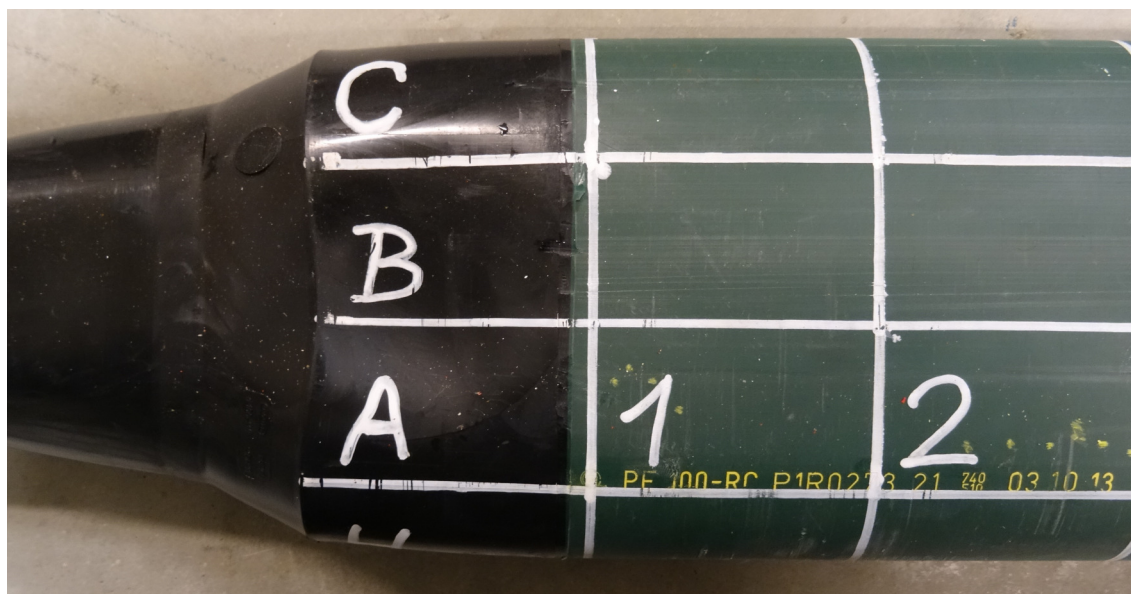
Obr. 14.72 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek A-D160-SDR11-BV-5)



Obr. 14.73 Deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-5)



Obr. 14.74 Schéma deformace potrubí (vzorek A-D160-SDR11-BV-5) po provedeném experimentu



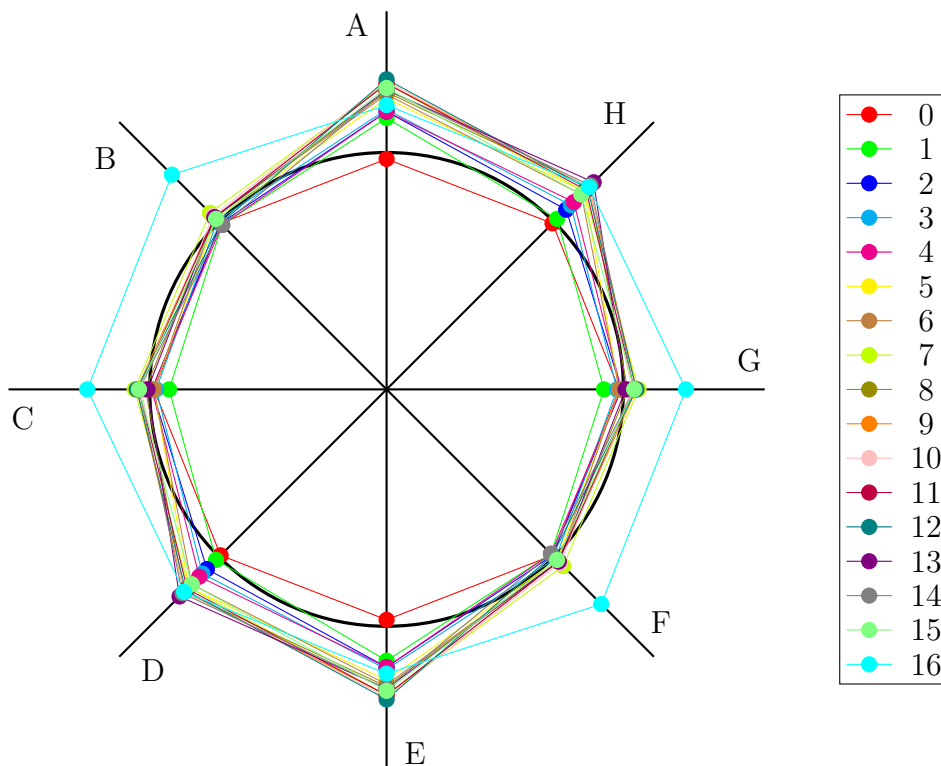
Obr. 14.75 Deformace potrubí - detail (vzorek A-D160-SDR11-BV-5)

14.1.2 Varianta B - trubka umístěna v ocelovém potrubí

14.1.2.1 B-D110-SDR17-SV-1



Obr. 14.76 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek B-D110-SDR17-SV-1)



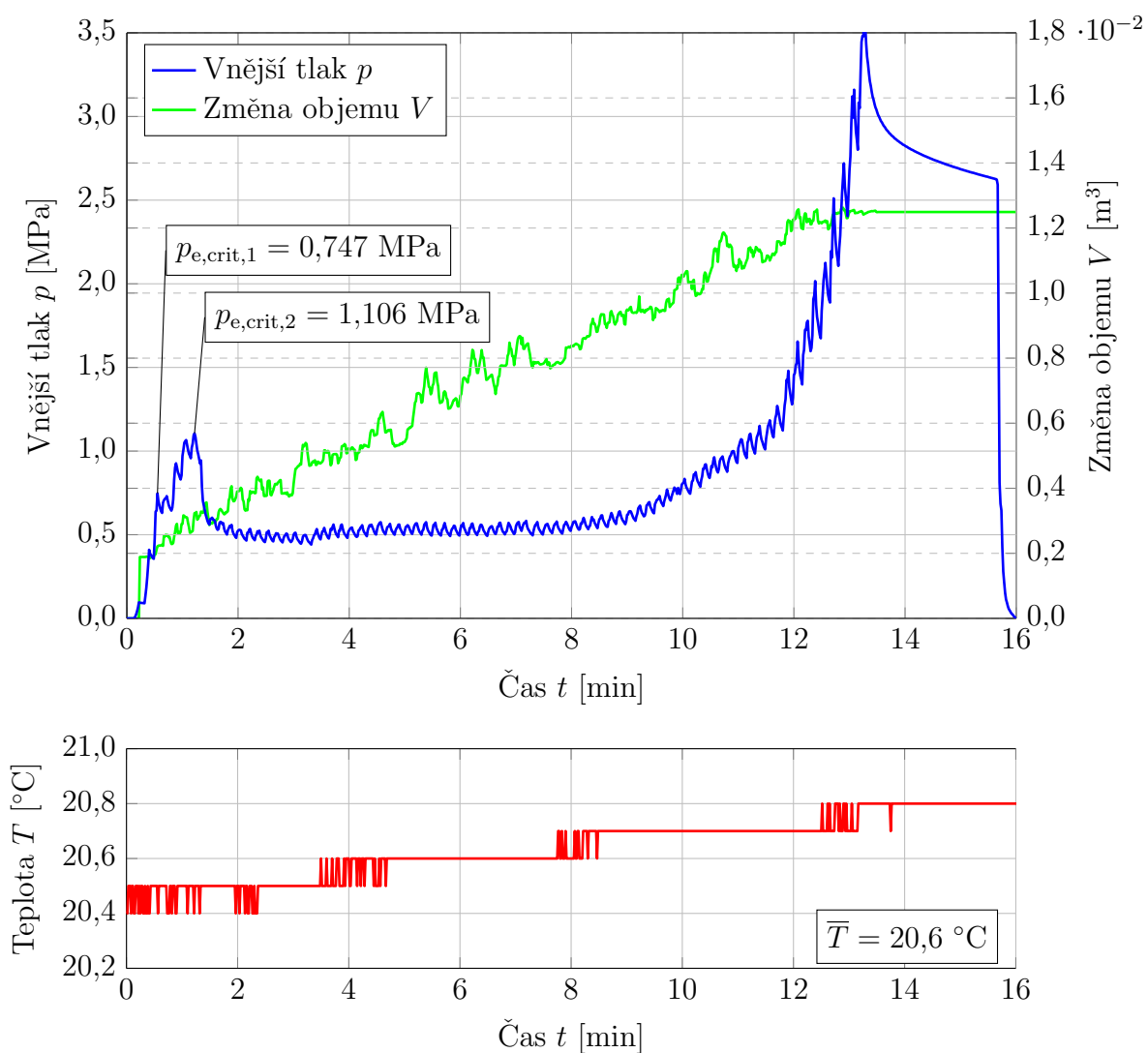
Obr. 14.77 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek B-D110-SDR17-SV-1) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.28 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek B-D110-SDR17-SV-1) ve vybraných místech před provedením experimentu

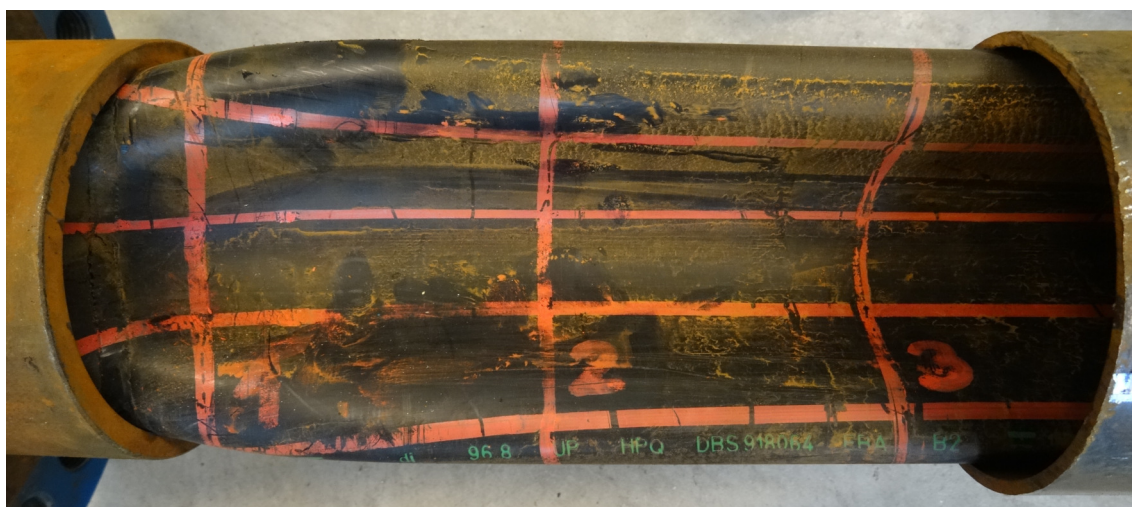
Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	109,9	110,0	109,9	110,0
1	0,1	110,8	109,9	109,6	110,1
2	0,2	111,0	110,0	110,0	110,4
3	0,3	111,0	110,1	109,9	110,6
4	0,4	111,0	109,9	110,0	110,7
5	0,5	111,3	110,1	109,9	111,0
6	0,6	111,4	110,2	109,9	110,9
7	0,7	111,6	110,3	110,4	111,0
8	0,8	111,4	110,2	110,1	111,2
9	0,9	111,6	110,2	110,3	111,2
10	1,0	111,7	110,2	110,2	111,2
11	1,1	111,6	110,2	110,3	111,1
12	1,2	111,7	110,0	110,3	111,1
13	1,3	111,5	110,2	110,1	111,3
14	1,4	111,5	109,9	110,3	111,2
15	1,5	111,5	110,1	110,3	110,9
16	1,6	111,1	111,6	111,5	111,2

Tab. 14.29 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek B-D110-SDR17-SV-1) ve vybraných místech

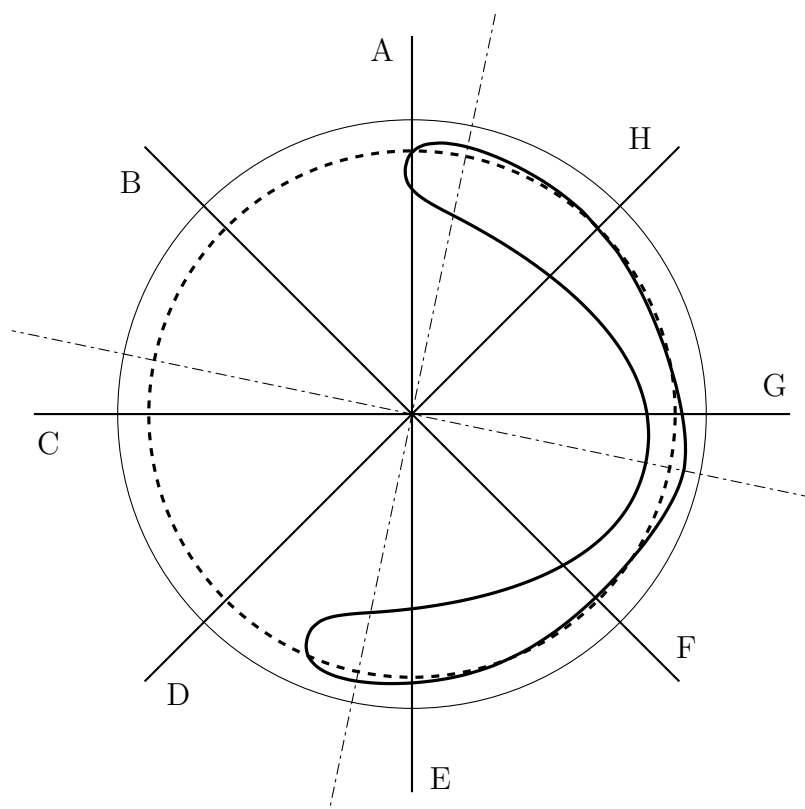
Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	7,1	7,0	7,0	7,1	7,1	7,1	7,2	7,1
14	1,4	7,0	7,0	6,8	6,9	7,0	6,9	6,9	7,1



Obr. 14.78 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek B-D110-SDR17-SV-1)



Obr. 14.79 Deformace potrubí (vzorek B-D110-SDR17-SV-1)

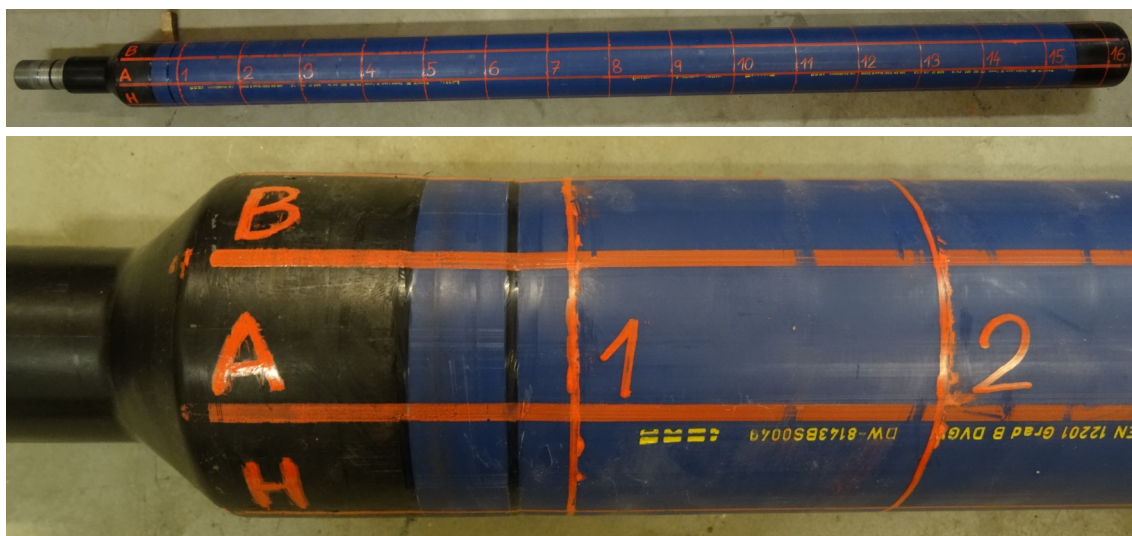


Obr. 14.80 Schéma deformace potrubí (vzorek B-D110-SDR17-SV-1) po provedeném experimentu

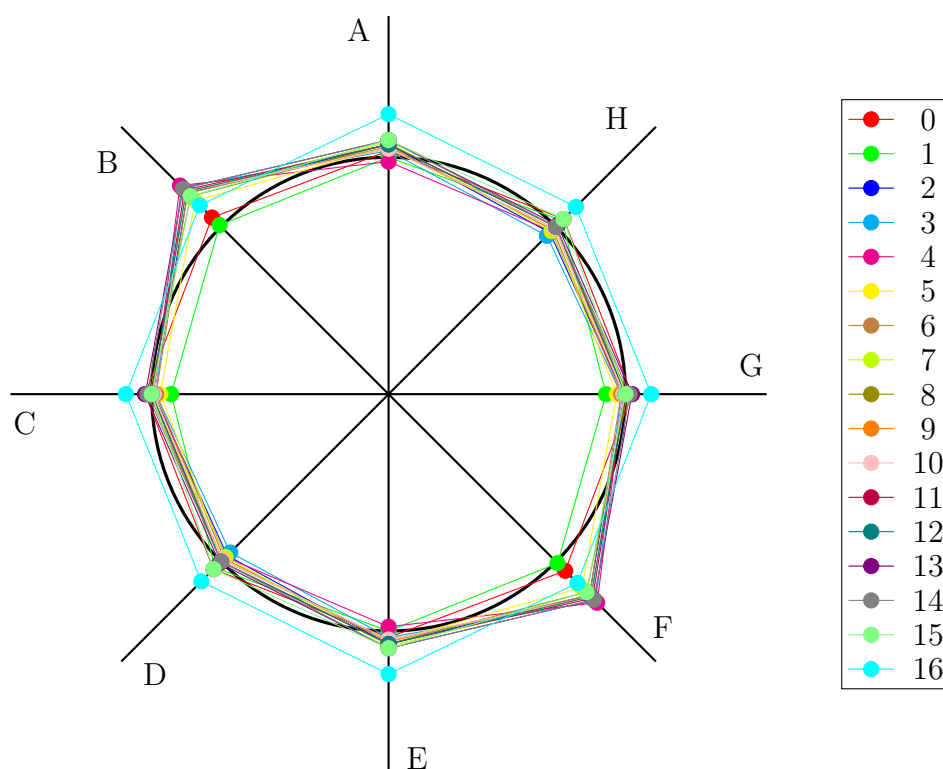


Obr. 14.81 Deformace termoplastového potrubí - pohled do ocelového potrubí (vzorek B-D110-SDR17-SV-1)

14.1.2.2 B-D110-SDR17-BV-1



Obr. 14.82 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek B-D110-SDR17-BV-1)



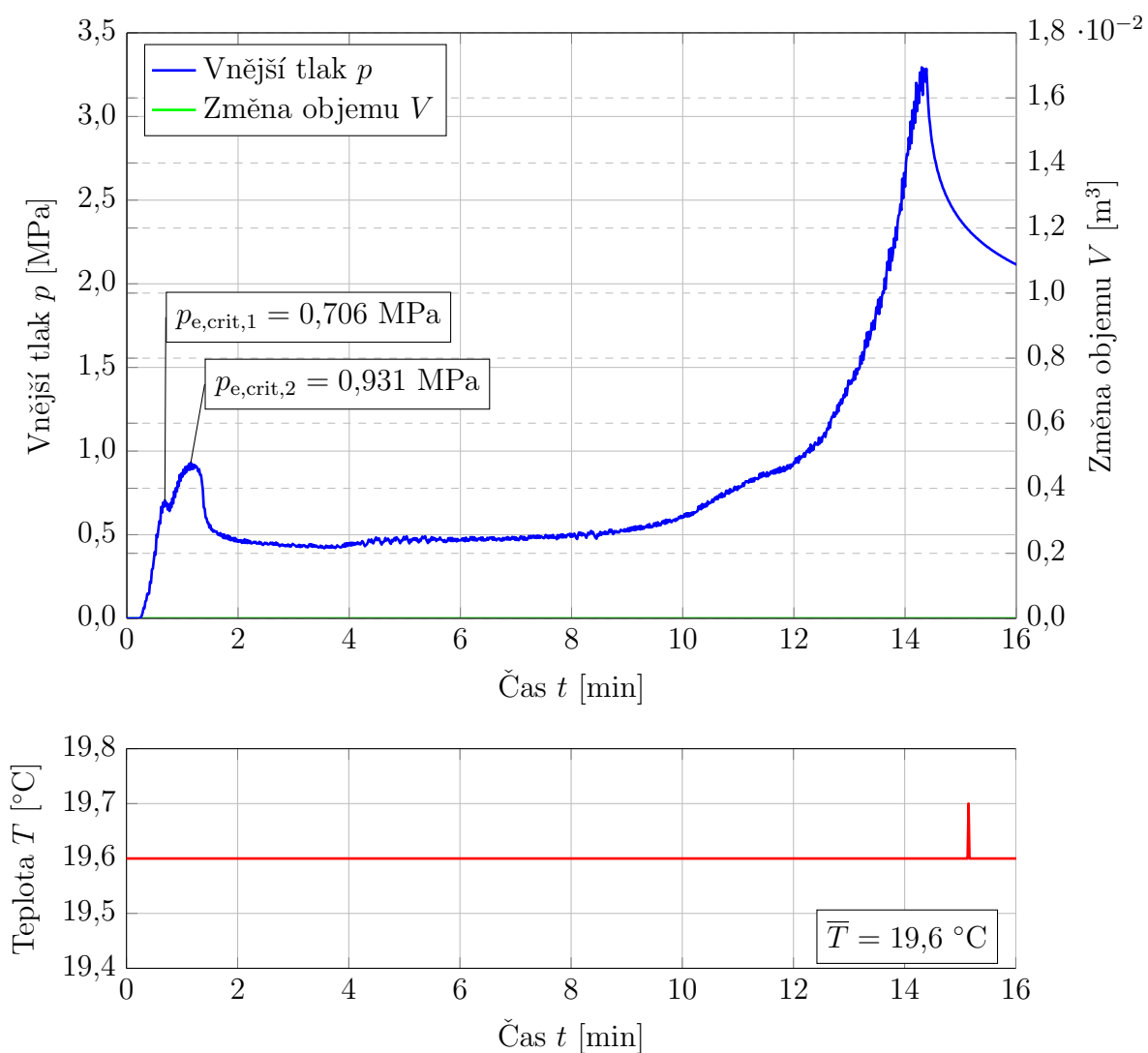
Obr. 14.83 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek B-D110-SDR17-BV-1) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.30 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek B-D110-SDR17-BV-1) ve vybraných místech před provedením experimentu

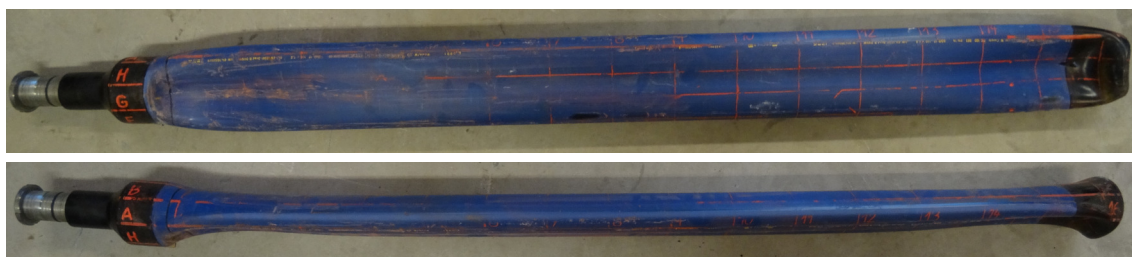
Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	110,2	110,3	110,2	110,3
1	0,1	110,0	110,1	109,6	110,2
2	0,2	110,3	111,1	110,0	109,8
3	0,3	110,2	111,3	109,9	109,7
4	0,4	109,9	111,4	110,0	109,9
5	0,5	110,3	110,9	109,8	109,9
6	0,6	110,3	111,1	109,9	109,9
7	0,7	110,4	111,2	110,0	109,9
8	0,8	110,3	111,0	110,1	110,0
9	0,9	110,2	111,2	110,0	110,0
10	1,0	110,2	111,2	110,0	110,0
11	1,1	110,3	111,2	110,0	110,0
12	1,2	110,3	111,2	110,0	110,0
13	1,3	110,4	111,3	110,2	110,1
14	1,4	110,4	111,3	110,1	110,0
15	1,5	110,4	111,0	110,0	110,3
16	1,6	111,0	110,7	110,6	110,7

Tab. 14.31 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek B-D110-SDR17-BV-1) ve vybraných místech

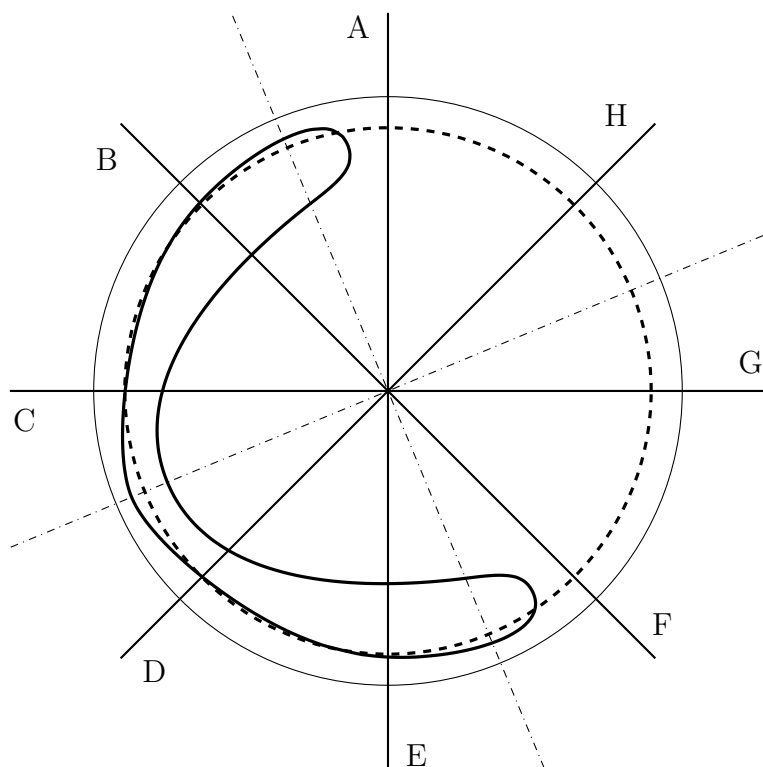
Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	6,7	6,8	6,8	6,7	6,8	6,7	6,7	6,8
14	1,4	6,8	6,8	6,7	6,7	6,9	6,8	6,8	6,8



Obr. 14.84 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek B-D110-SDR17-BV-1)



Obr. 14.85 Deformace potrubí (vzorek B-D110-SDR17-BV-1)

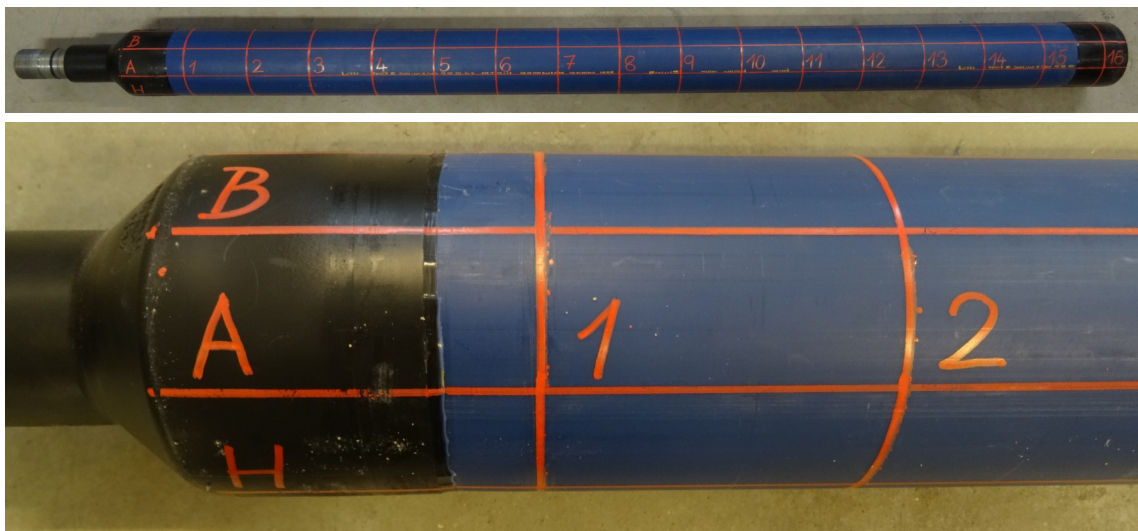


Obr. 14.86 Schéma deformace potrubí (vzorek B-D110-SDR17-BV-1) po provedeném experimentu

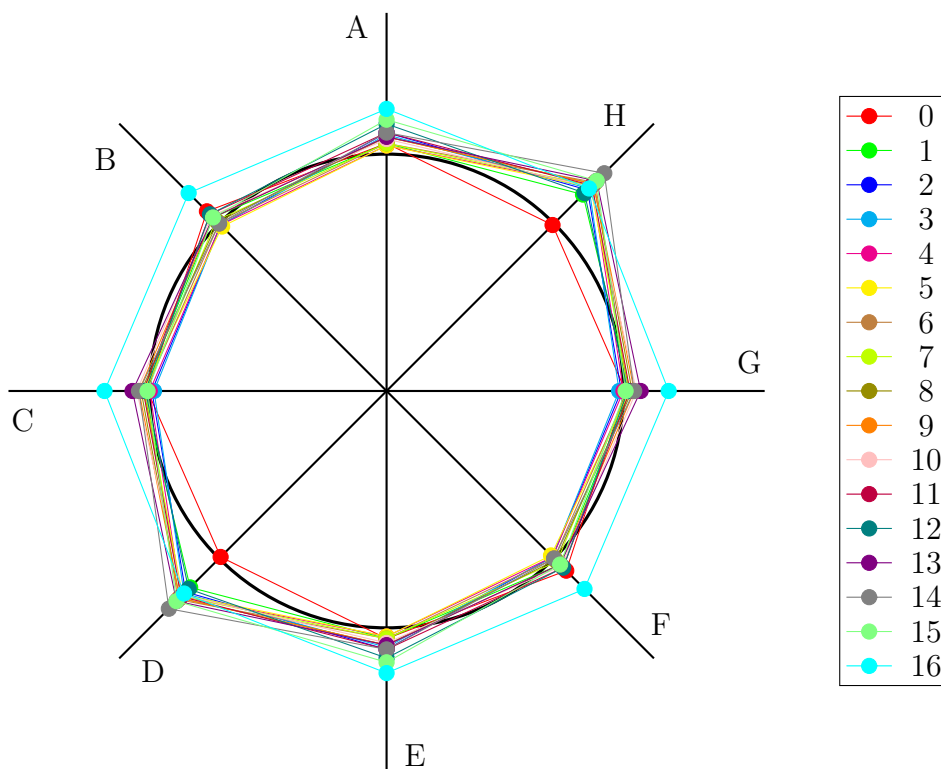


Obr. 14.87 Deformace potrubí - řez v měřícím bodu 2 (vzorek B-D110-SDR17-BV-1)

14.1.2.3 B-D110-SDR17-BV-2



Obr. 14.88 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek B-D110-SDR17-BV-2)



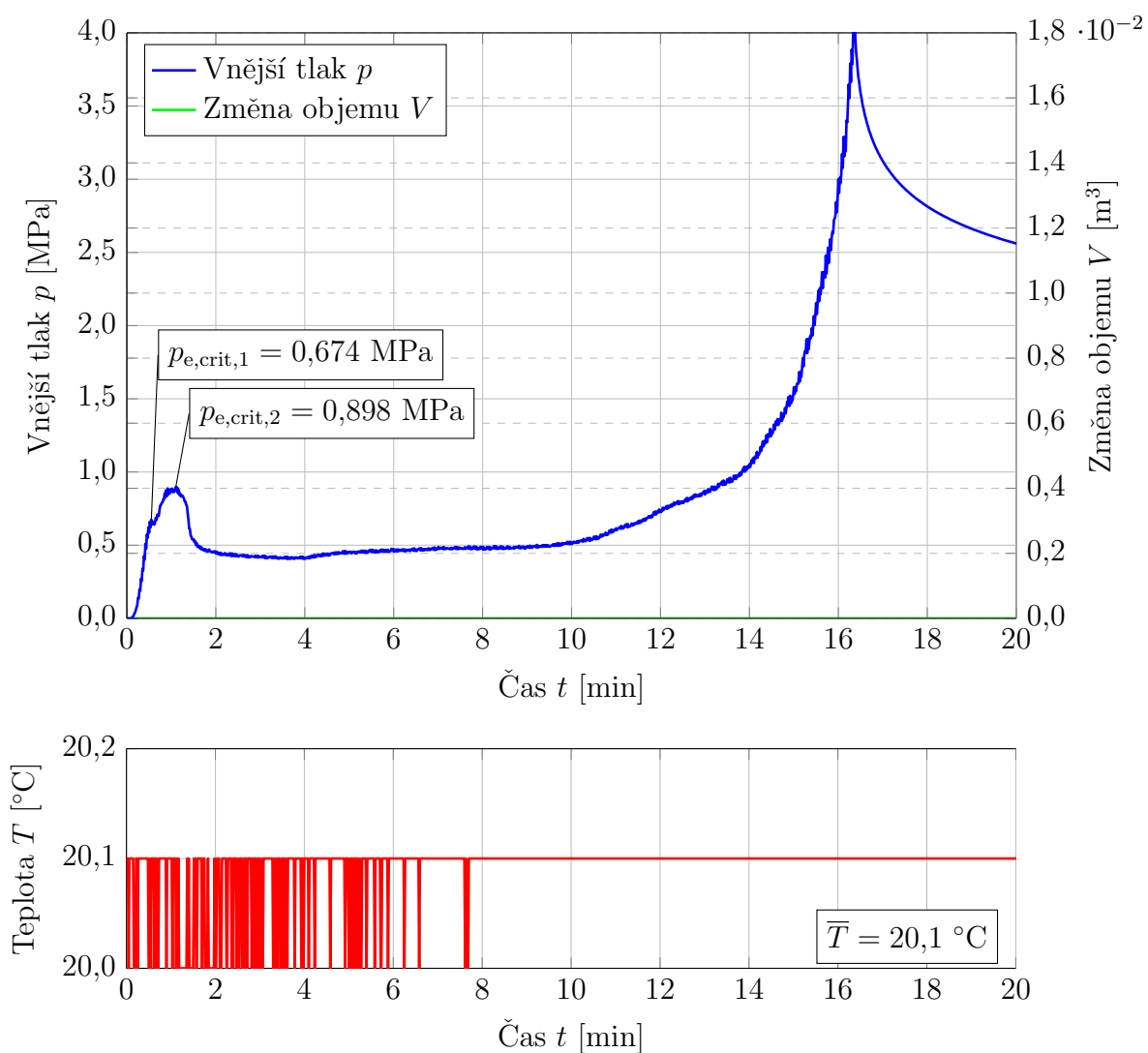
Obr. 14.89 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek B-D110-SDR17-BV-2) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.32 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek B-D110-SDR17-BV-2) ve vybraných místech před provedením experimentu

Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	110,3	110,4	110,1	110,0
1	0,1	110,3	110,2	110,2	111,0
2	0,2	110,5	110,0	110,0	111,1
3	0,3	110,5	110,0	109,9	111,2
4	0,4	110,2	110,0	110,0	111,3
5	0,5	110,2	109,9	110,2	111,2
6	0,6	110,3	110,0	110,1	111,4
7	0,7	110,3	110,1	110,1	111,3
8	0,8	110,4	110,1	110,2	111,3
9	0,9	110,4	110,2	110,3	111,3
10	1,0	110,4	110,3	110,3	111,2
11	1,1	110,5	110,3	110,2	111,3
12	1,2	110,7	110,3	110,1	111,0
13	1,3	110,4	110,2	110,4	111,4
14	1,4	110,5	110,0	110,3	111,7
15	1,5	110,8	110,2	110,1	111,4
16	1,6	111,1	111,0	111,1	111,2

Tab. 14.33 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek B-D110-SDR17-BV-2) ve vybraných místech

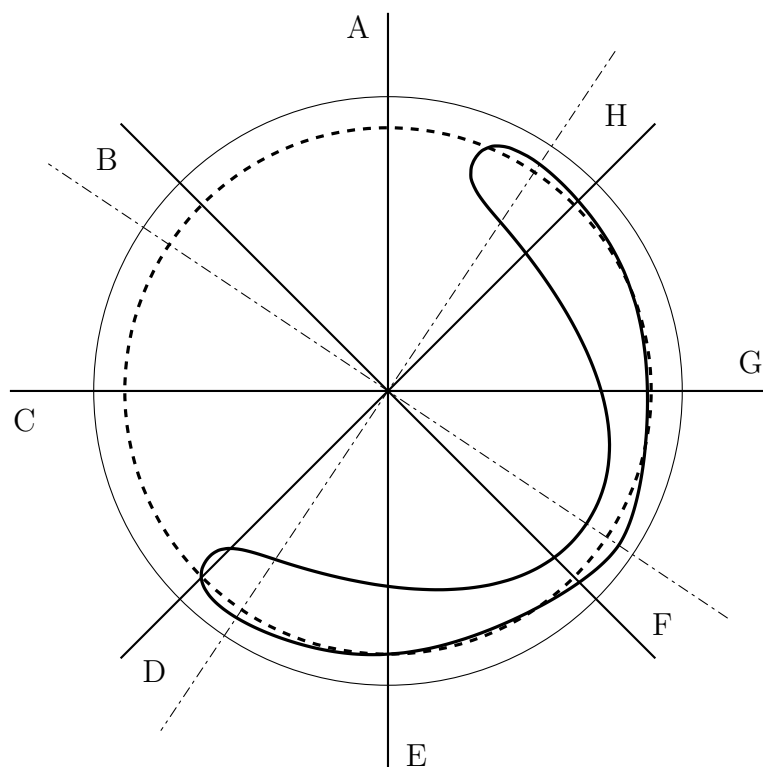
Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	6,7	6,8	6,7	6,7	6,7	6,7	6,7	6,7
14	1,4	6,7	6,9	6,8	6,8	6,8	6,7	6,7	6,8



Obr. 14.90 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek B-D110-SDR17-BV-2)



Obr. 14.91 Deformace potrubí (vzorek B-D110-SDR17-BV-2)



Obr. 14.92 Schéma deformace příčného řezu potrubí (vzorek B-D110-SDR17-BV-2) po provedeném experimentu



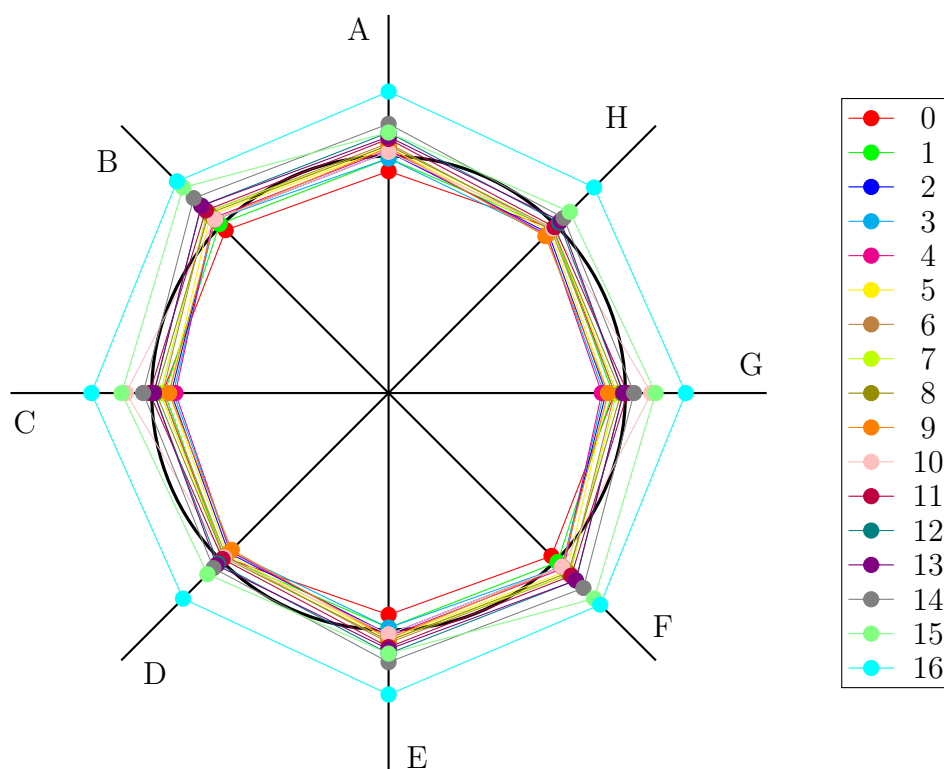
Obr. 14.93 Deformace potrubí (vzorek B-D110-SDR17-BV-2)

14.1.3 Varianta C - trubka umístěna v zemině

14.1.3.1 C-D110-SDR11-SV-1



Obr. 14.94 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek C-D110-SDR11-SV-1)



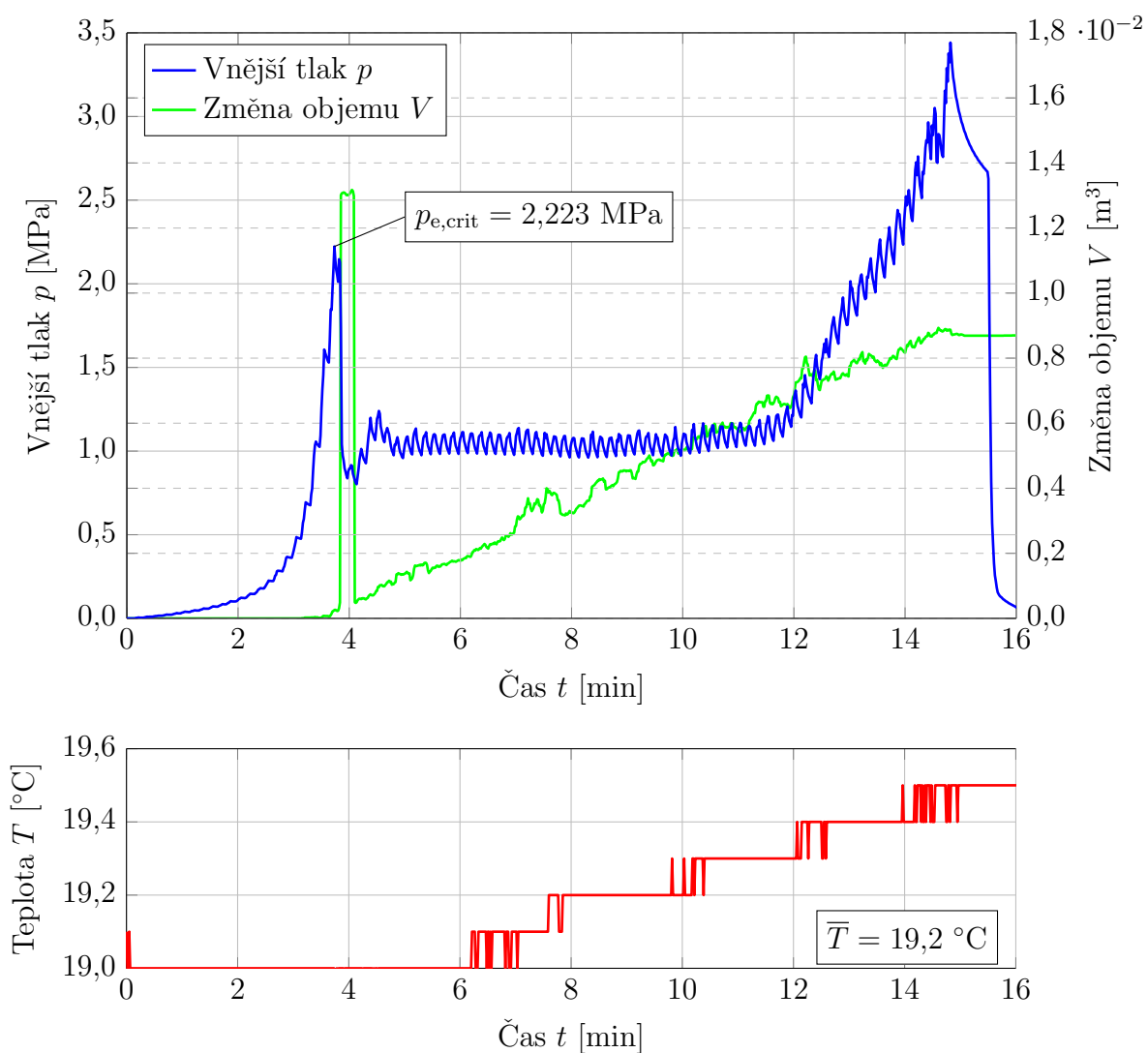
Obr. 14.95 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek C-D110-SDR11-SV-1) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.34 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek C-D110-SDR11-SV-1) ve vybraných místech před provedením experimentu

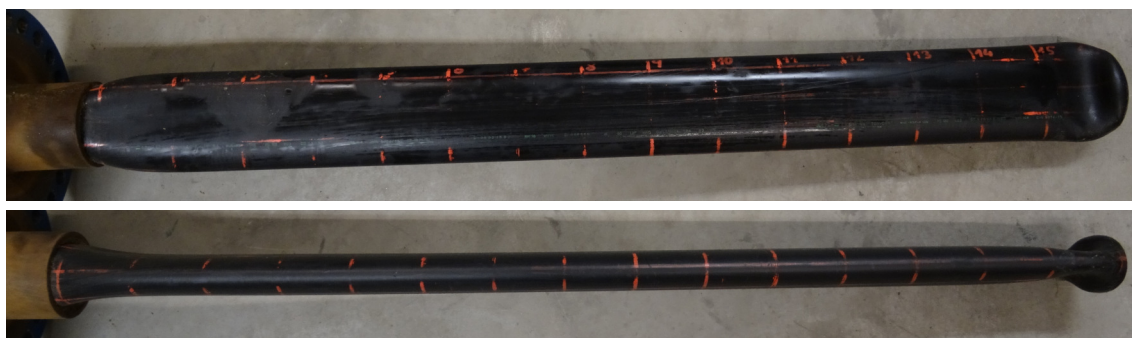
Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	109,7	109,9	109,8	109,9
1	0,1	110,0	110,1	109,7	109,9
2	0,2	110,1	110,2	109,6	109,8
3	0,3	110,0	110,2	109,5	109,7
4	0,4	110,2	110,3	109,5	109,7
5	0,5	110,2	110,4	109,6	109,8
6	0,6	110,3	110,5	109,8	109,9
7	0,7	110,3	110,5	109,8	109,9
8	0,8	110,3	110,4	109,9	109,9
9	0,9	110,2	110,2	109,6	109,7
10	1,0	110,1	110,2	110,6	109,9
11	1,1	110,4	110,5	110,1	110,0
12	1,2	110,6	110,7	110,0	110,1
13	1,3	110,5	110,7	110,0	110,2
14	1,4	110,8	110,9	110,2	110,3
15	1,5	110,6	111,3	110,7	110,5
16	1,6	111,5	111,5	111,4	111,3

Tab. 14.35 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek C-D110-SDR11-SV-1) ve vybraných místech

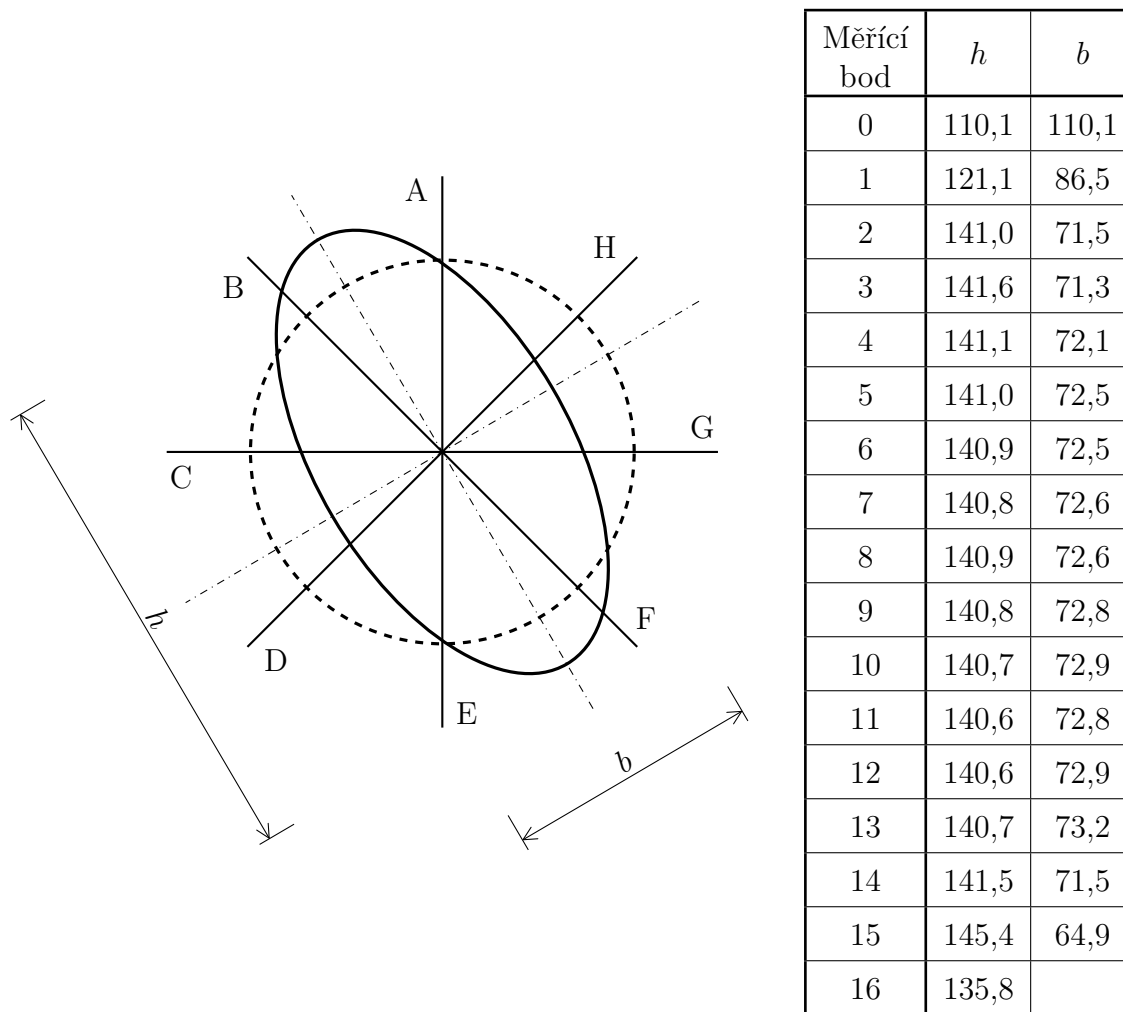
Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	10,4	10,4	10,4	10,5	10,6	10,7	10,3	10,3
14	1,4	10,2	10,2	10,2	10,2	10,3	10,2	10,2	10,1



Obr. 14.96 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek C-D110-SDR11-SV-1)



Obr. 14.97 Deformace potrubí (vzorek C-D110-SDR11-SV-1)



Obr. 14.98 Schéma deformace potrubí (vzorek C-D110-SDR11-SV-1) po provedeném experimentu

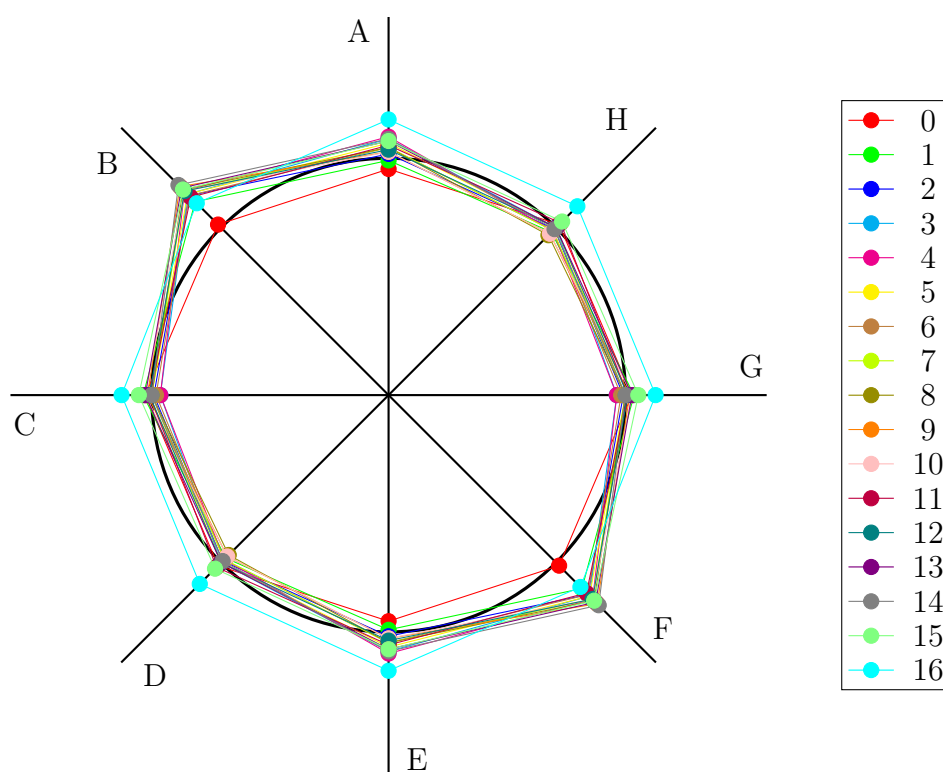


Obr. 14.99 Deformace potrubí - detail (vzorek C-D110-SDR11-SV-1)

14.1.3.2 C-D110-SDR17-BV-1



Obr. 14.100 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek C-D110-SDR17-BV-1)



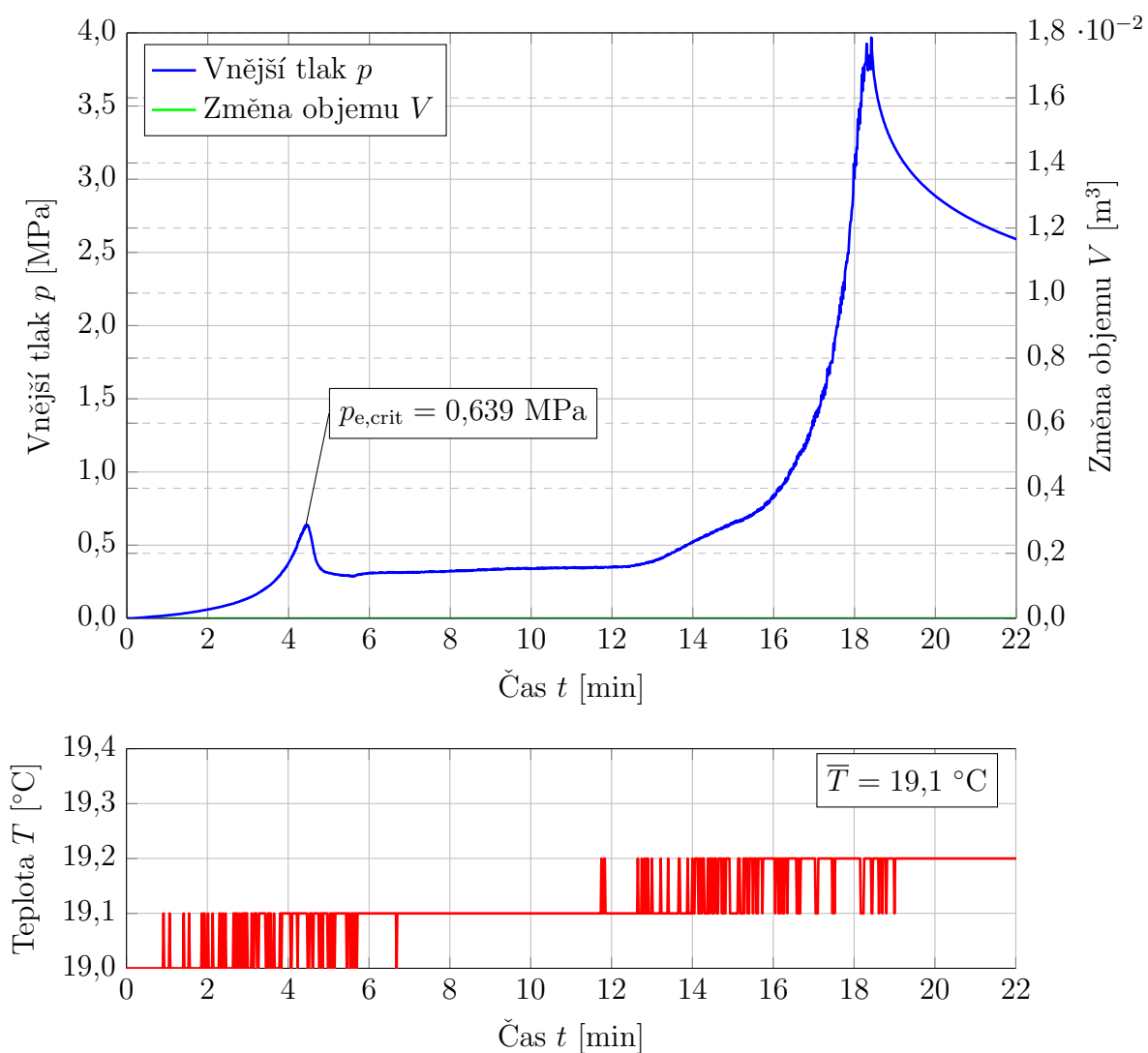
Obr. 14.101 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek C-D110-SDR17-BV-1) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.36 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek C-D110-SDR17-BV-1) ve vybraných místech před provedením experimentu

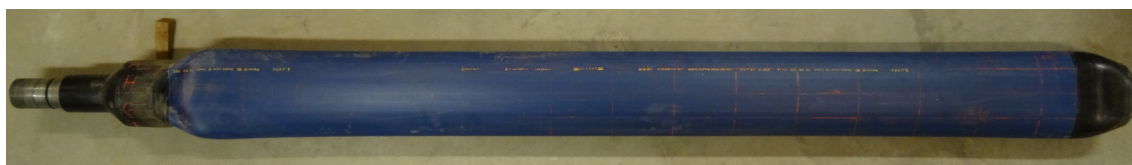
Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	109,8	110,1	110,2	110,1
1	0,1	110,0	110,9	110,2	109,9
2	0,2	110,1	111,1	110,0	110,0
3	0,3	110,5	111,1	109,8	110,0
4	0,4	110,5	111,2	109,8	109,9
5	0,5	110,4	111,1	110,0	110,0
6	0,6	110,3	111,1	109,9	109,9
7	0,7	110,3	111,2	110,0	109,9
8	0,8	110,3	111,3	110,0	109,8
9	0,9	110,2	111,4	110,1	109,8
10	1,0	110,2	111,2	110,2	109,8
11	1,1	110,3	111,0	110,1	110,2
12	1,2	110,2	111,2	110,1	110,0
13	1,3	110,4	111,3	110,2	110,0
14	1,4	110,5	111,4	110,0	110,0
15	1,5	110,4	111,3	110,3	110,2
16	1,6	110,9	110,8	110,7	110,7

Tab. 14.37 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek C-D110-SDR17-BV-1) ve vybraných místech

Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	6,6	6,8	6,6	6,6	6,7	6,7	6,7	6,8
14	1,4	6,6	6,4	6,7	6,6	6,7	6,6	6,8	6,9



Obr. 14.102 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek C-D110-SDR17-BV-1)

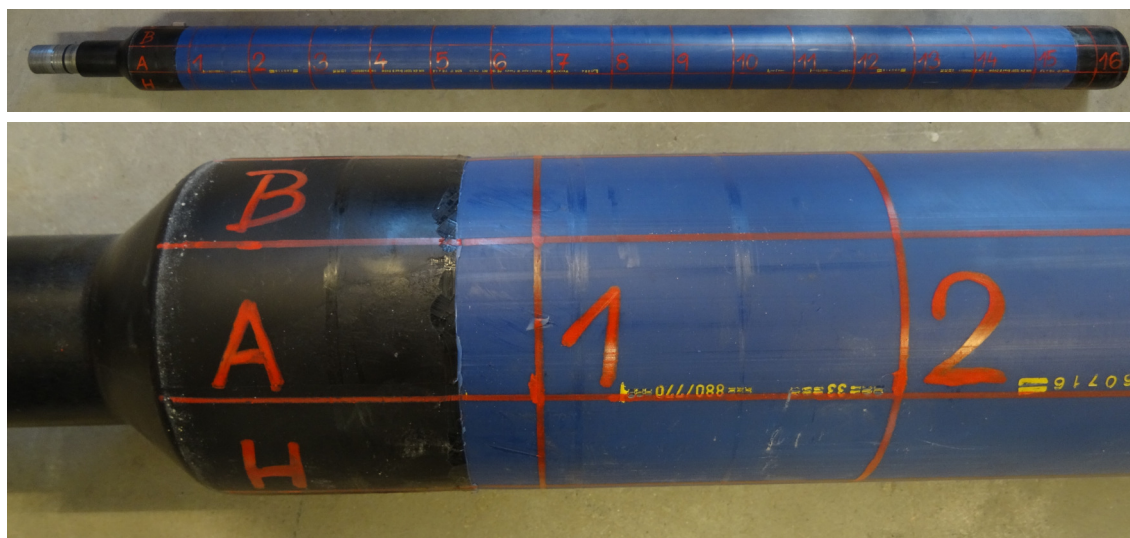


Obr. 14.103 Deformace potrubí (vzorek C-D110-SDR17-BV-1)

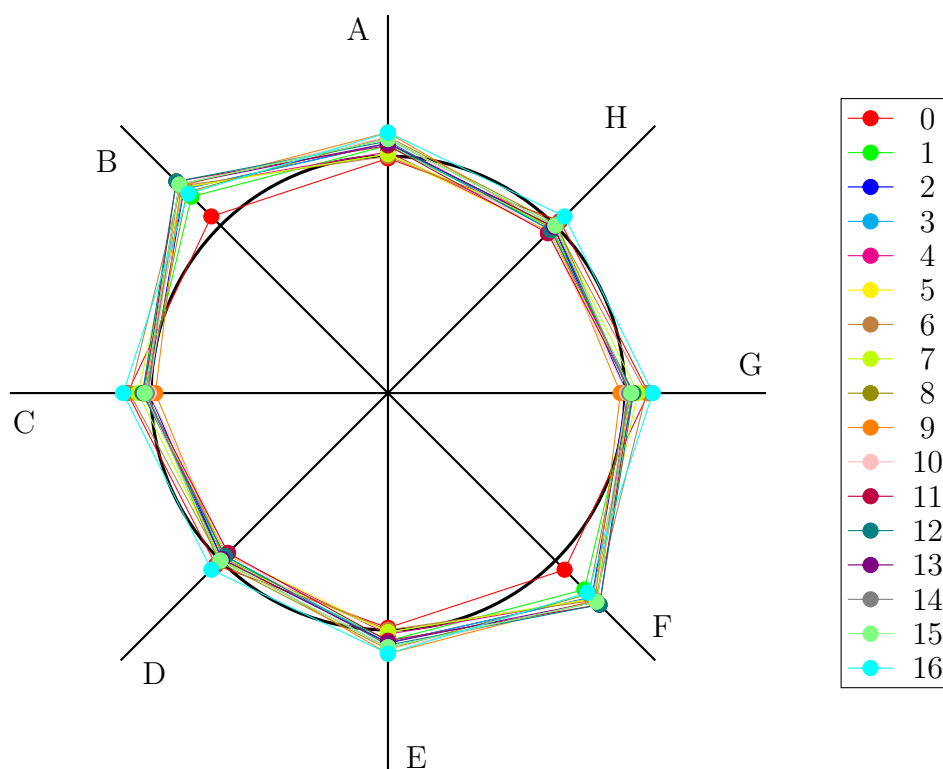


Obr. 14.104 Deformace potrubí - detail (vzorek C-D110-SDR17-BV-1)

14.1.3.3 C-D110-SDR17-BV-2



Obr. 14.105 Síť pro měření rozměrů potrubí (vzorek C-D110-SDR17-BV-2)



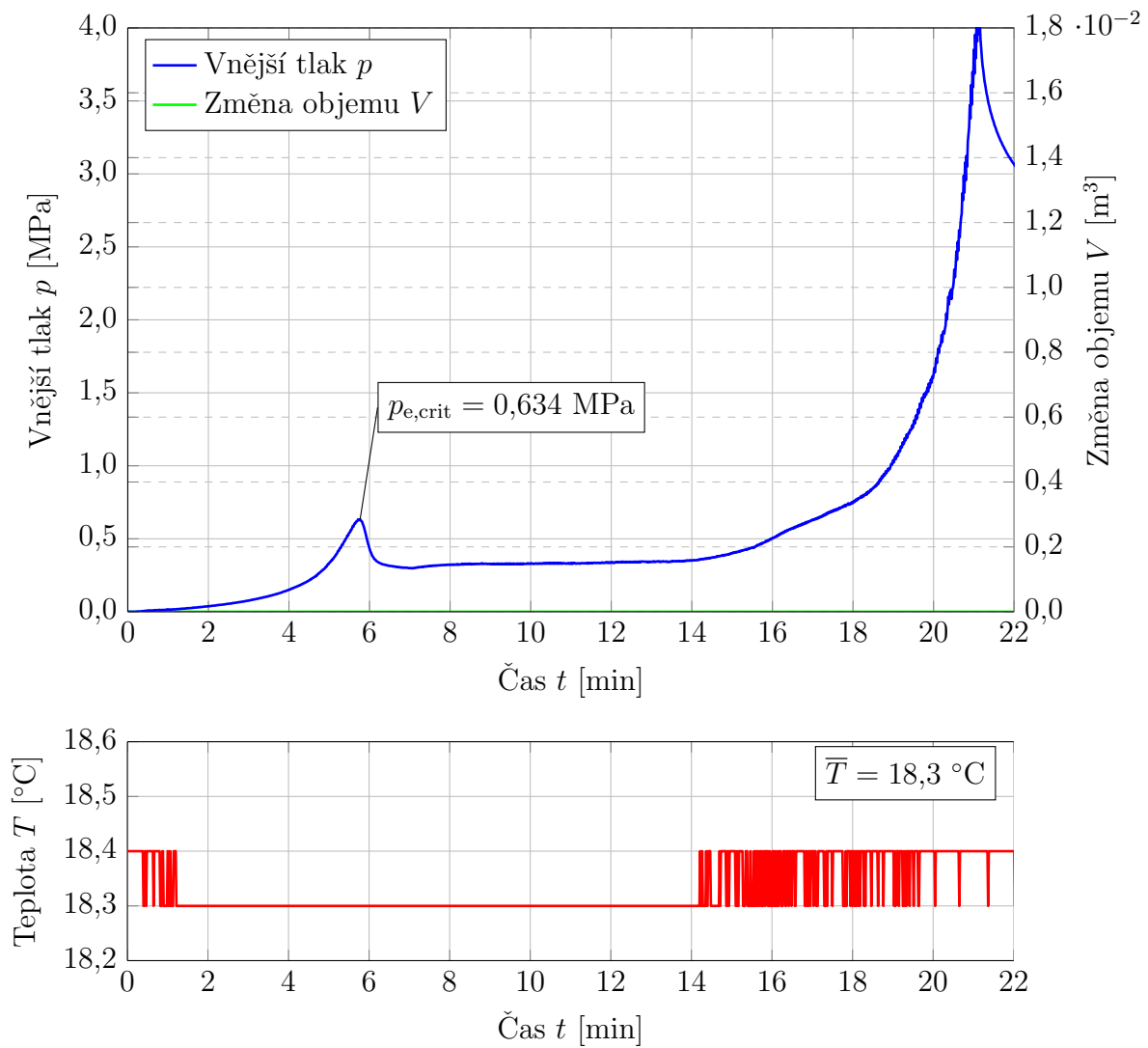
Obr. 14.106 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek C-D110-SDR17-BV-2) ve vybraných místech před experimentem (odchylka 20× zvětšená)

Tab. 14.38 Změřené vnější průměry potrubí (vzorek C-D110-SDR17-BV-2) ve vybraných místech před provedením experimentu

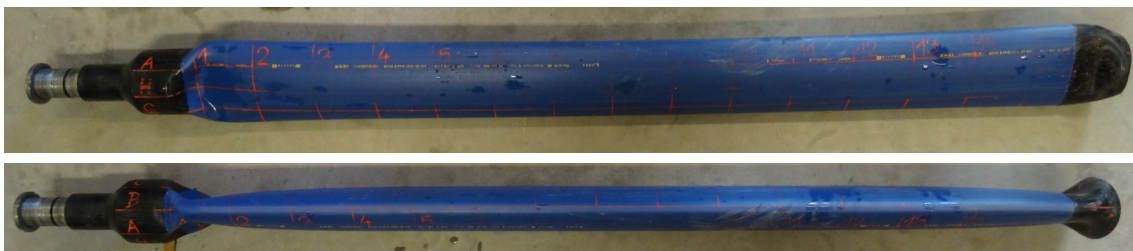
Měřicí bod	Staničení [m]	Vnější průměr potrubí [mm]			
		A-E	B-F	C-G	D-H
0	0,0	110,0	110,3	110,6	110,2
1	0,1	110,3	111,0	110,2	109,9
2	0,2	110,3	111,2	110,1	110,0
3	0,3	110,3	111,2	110,2	109,9
4	0,4	110,1	111,3	110,2	109,8
5	0,5	110,1	111,3	110,2	109,8
6	0,6	110,0	111,3	110,5	110,0
7	0,7	110,1	111,3	110,3	110,0
8	0,8	110,5	111,1	110,1	110,1
9	0,9	110,6	111,3	109,9	109,9
10	1,0	110,5	111,4	110,1	109,8
11	1,1	110,3	111,5	110,2	109,8
12	1,2	110,4	111,5	110,2	109,9
13	1,3	110,3	111,4	110,2	110,0
14	1,4	110,4	111,4	110,1	110,0
15	1,5	110,4	111,4	110,2	110,0
16	1,6	110,6	111,1	110,7	110,3

Tab. 14.39 Změřené tloušťky stěny potrubí (vzorek C-D110-SDR17-BV-2) ve vybraných místech

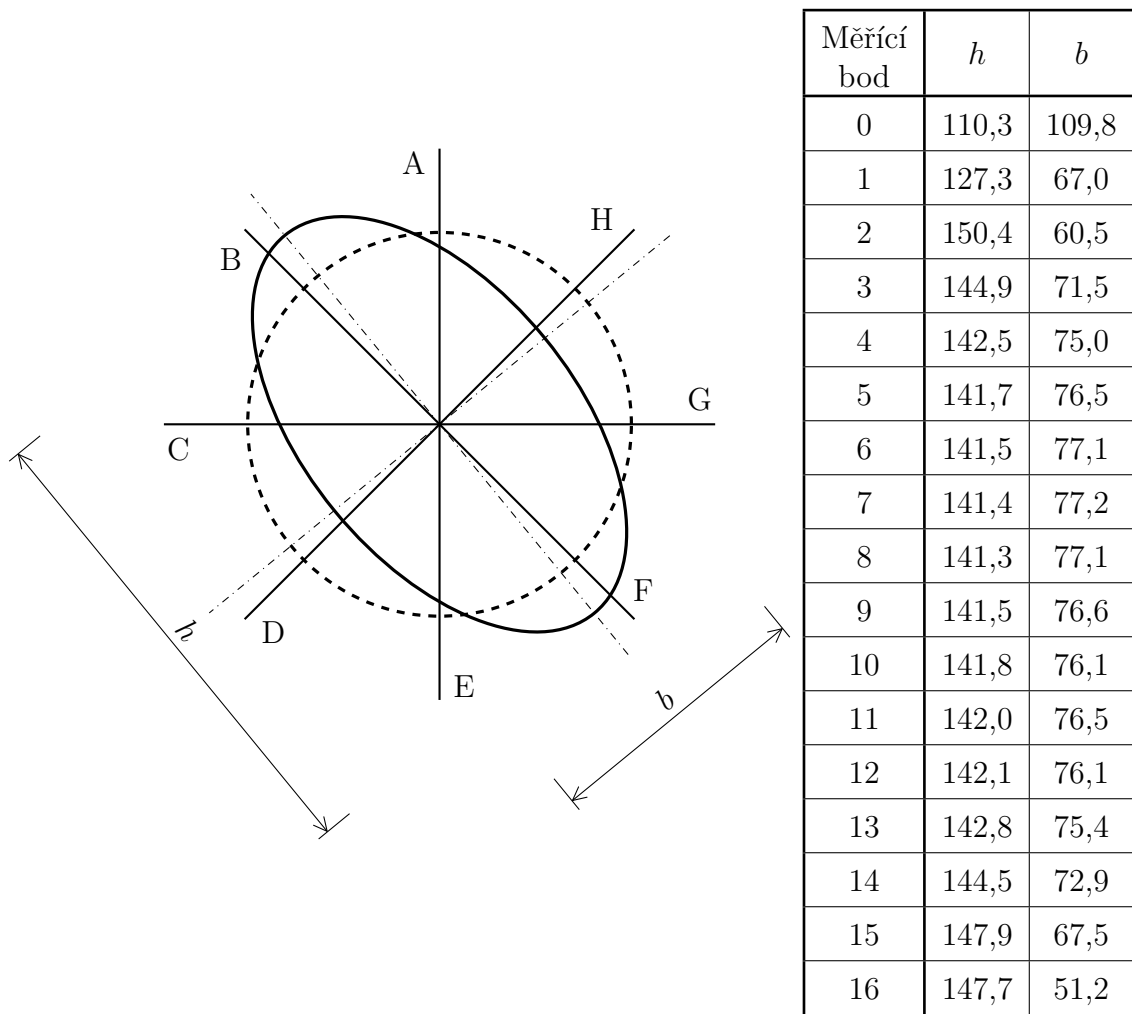
Měřicí bod	Staničení [m]	Tloušťka stěny potrubí [mm]							
		A	B	C	D	E	F	G	H
2	0,2	6,7	6,3	6,7	6,6	6,7	6,3	6,8	6,8
14	1,4	6,6	6,3	6,6	6,6	6,7	6,4	6,8	6,8



Obr. 14.107 Závislost vnějšího tlaku, změny objemu vody v potrubí a teploty na čase (vzorek C-D110-SDR17-BV-2)



Obr. 14.108 Deformace potrubí (vzorek C-D110-SDR11-BV-2)



Obr. 14.109 Schéma deformace potrubí (vzorek C-D110-SDR17-BV-2) po provedeném experimentu



Obr. 14.110 Deformace potrubí - detail (vzorek C-D110-SDR17-BV-2)

14.2 Nové návrhové diagramy pro posuzování polyethylenového potrubí

Pomocí numerického modelu, jehož výsledky byly ověřeny se směrnicí [45], byly provedeny analýzy pro potrubí z polyethylenu PE-HD (PE100), a to pro rozměrové řady SDR 11, SDR 17, SDR 26 a SDR 32 a různé průměry nových potrubí. Každé potrubí bylo analyzováno při uvažování mezery mezi starým a novým potrubím 1 a 4 % a to pro stavy starého potrubí I a II.

Vysokohustotní polyethylen PE-HD (PE100) byl uvažován s následujícími materiálovými charakteristikami: hustota $\rho = 940 \text{ kg/m}^3$, dlouhodobý modul tečení $E_{\text{creep}} = 160 \text{ MPa}$, Poissonův součinitel $\nu = 0,38$.

Uvedeny jsou závislosti součinitelů pro ohybové momenty m_{pe} , součinitelů pro normálové síly n_{pe} , elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{\text{v,el}}$, von Misesova napětí σ_{eqv} , prvního hlavního napětí σ_1 a třetího hlavního napětí σ_3 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{\text{w,Inv}}$.

Legenda pro grafy závislostí součinitelů pro ohybové momenty m_{pe} a součinitelů pro normálové síly n_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{\text{w,Inv}}$ je na obr. 14.111 b). Legenda pro grafy závislostí elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{\text{v,el}}$, von Misesova napětí σ_{eqv} , prvního hlavního napětí σ_1 a třetího hlavního napětí σ_3 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{\text{w,Inv}}$ je na obr. 14.111 a).

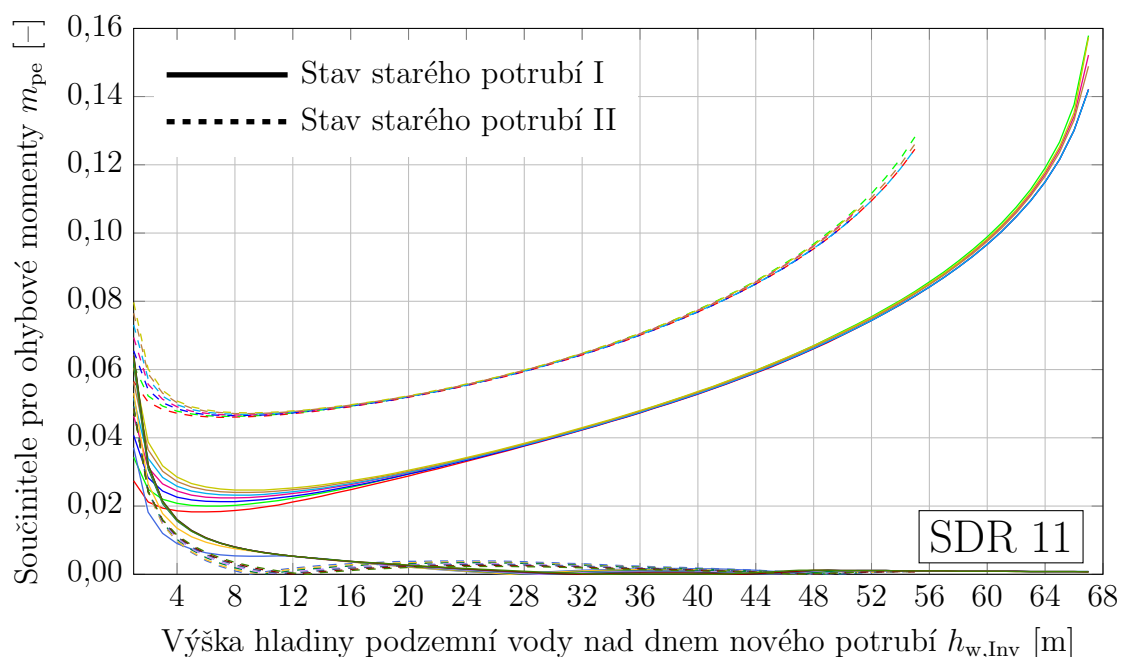
— DN = 100 mm	— Dno DN = 100 mm	— Vrchol DN = 100 mm
— DN = 150 mm	— Dno DN = 150 mm	— Vrchol DN = 150 mm
— DN = 200 mm	— Dno DN = 200 mm	— Vrchol DN = 200 mm
— DN = 250 mm	— Dno DN = 250 mm	— Vrchol DN = 250 mm
— DN = 300 mm	— Dno DN = 300 mm	— Vrchol DN = 300 mm
— DN = 350 mm	— Dno DN = 350 mm	— Vrchol DN = 350 mm
— DN = 400 mm	— Dno DN = 400 mm	— Vrchol DN = 400 mm

a) Základní legenda

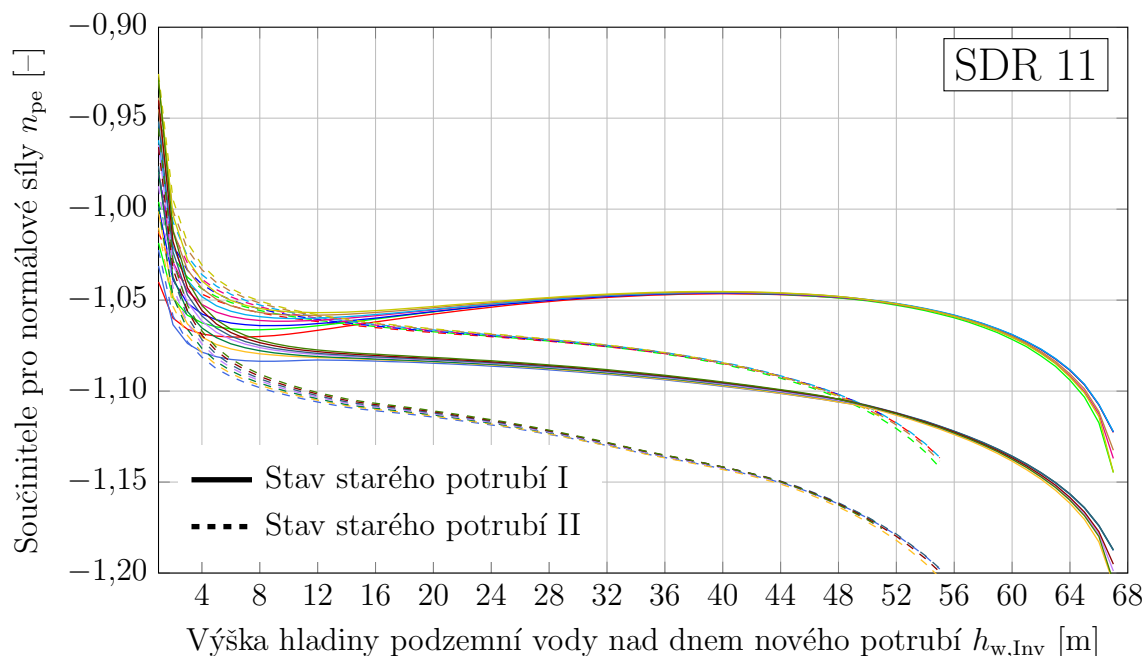
b) Rozšířená legenda

Obr. 14.111 Legenda pro nové návrhové diagramy a) Základní legenda, b) Rozšířená legenda

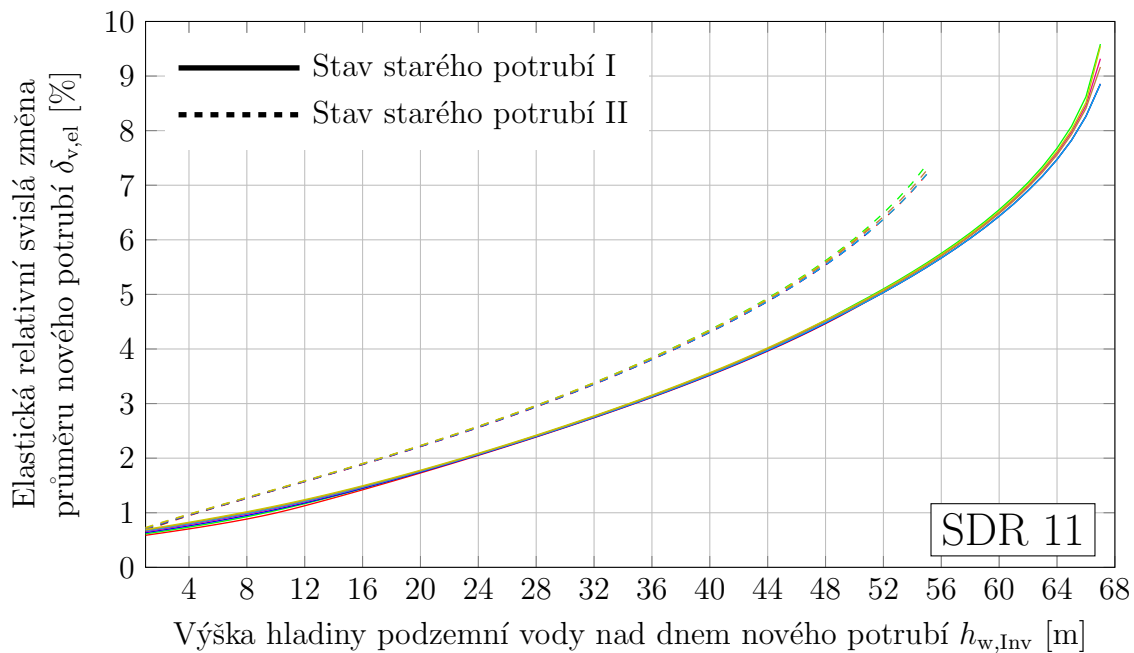
14.2.1 Potrubí rozměrové řady SDR 11



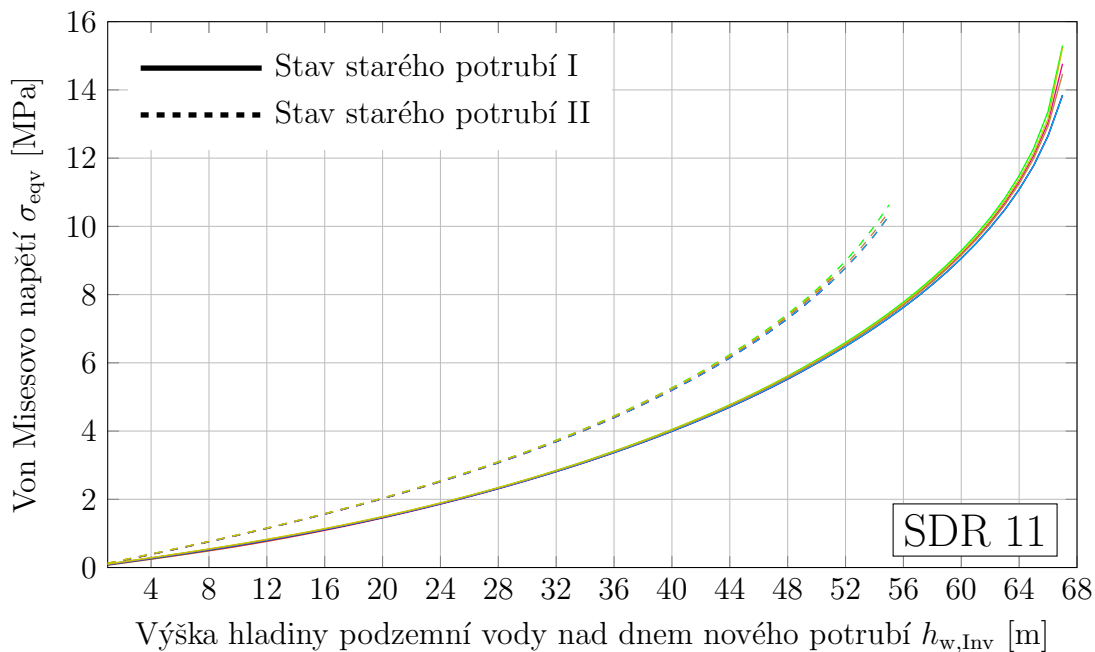
Obr. 14.112 Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 11 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



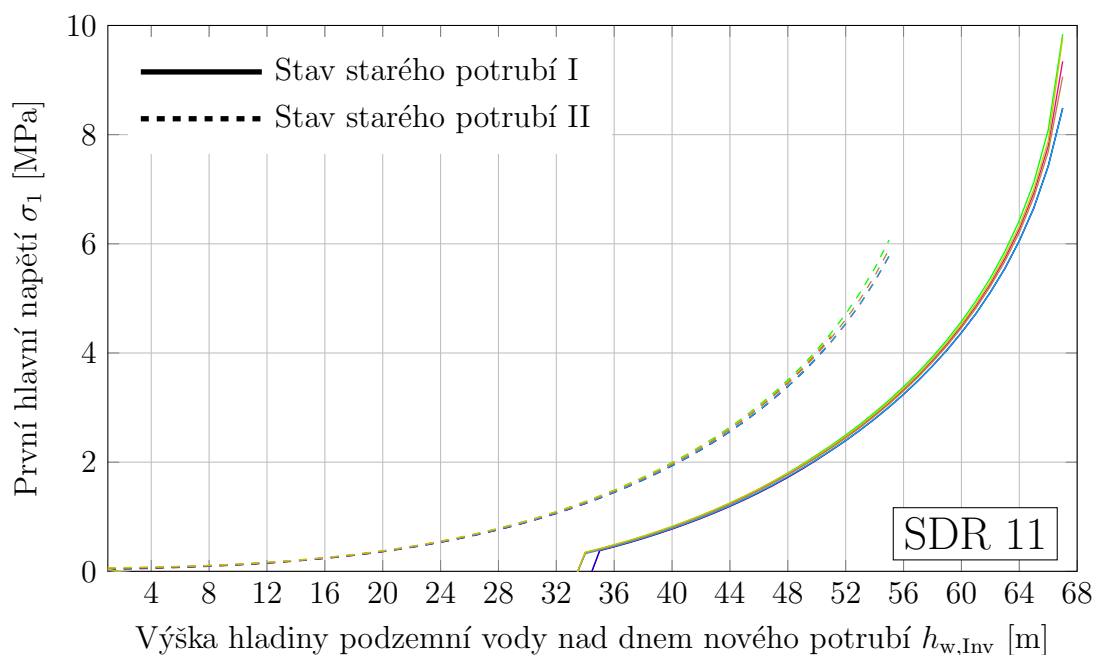
Obr. 14.113 Závislost součinitelů pro normálové síly n_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 11 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



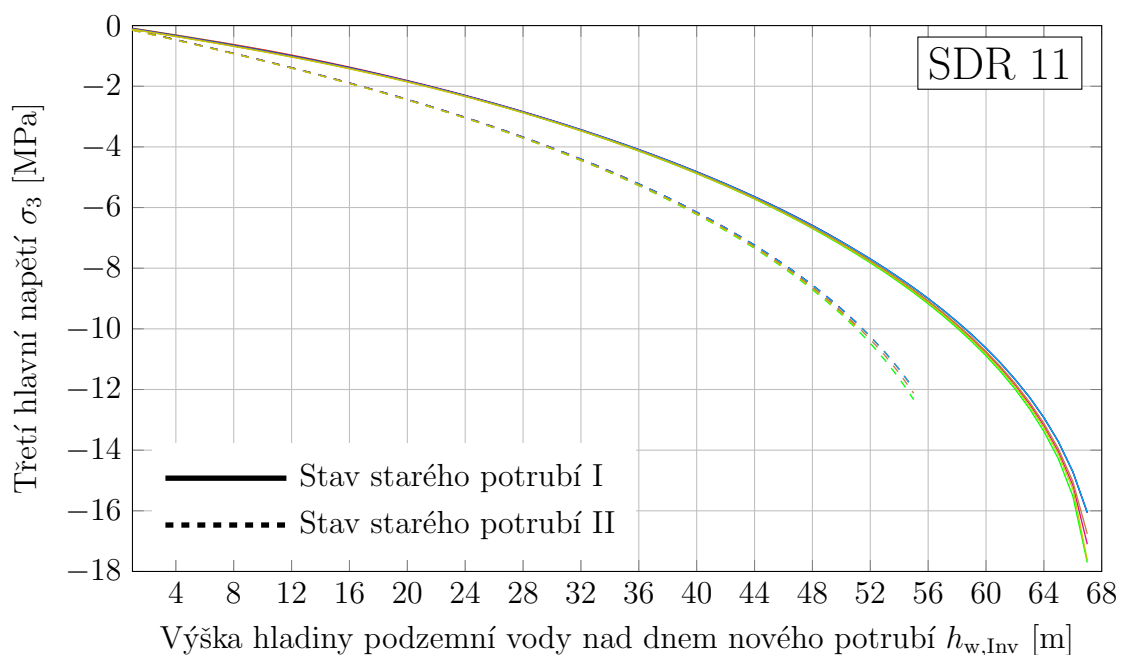
Obr. 14.114 Závislost elastické relativní svislá změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 11 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 % - varianta (a)



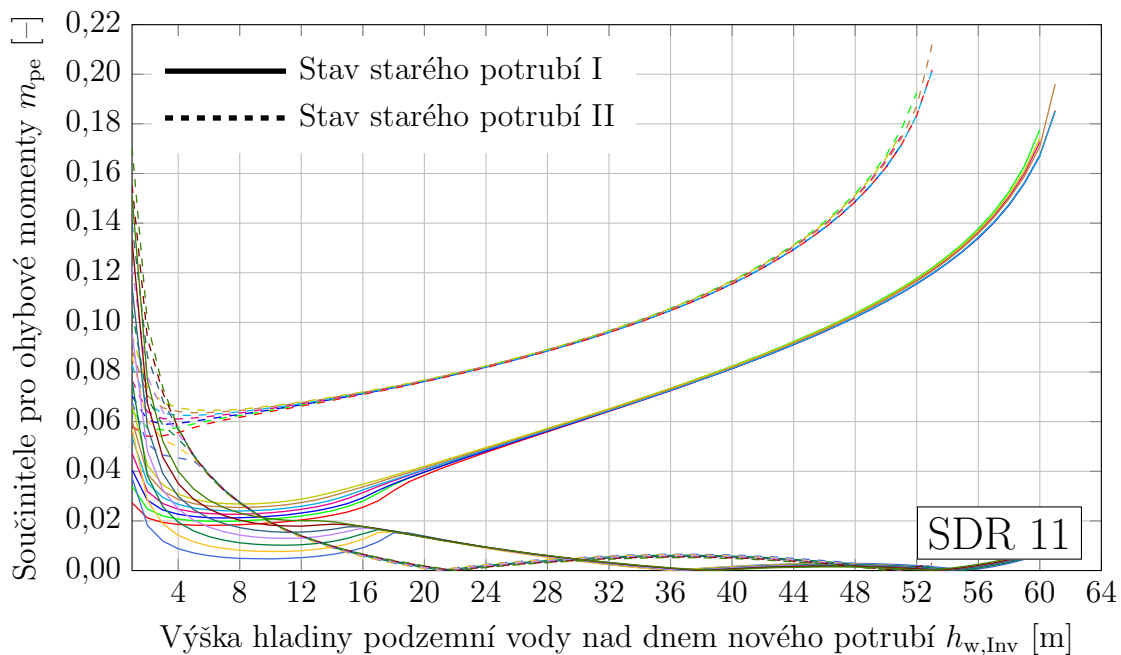
Obr. 14.115 Závislost von Misesova napětí σ_{eqv} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 11 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



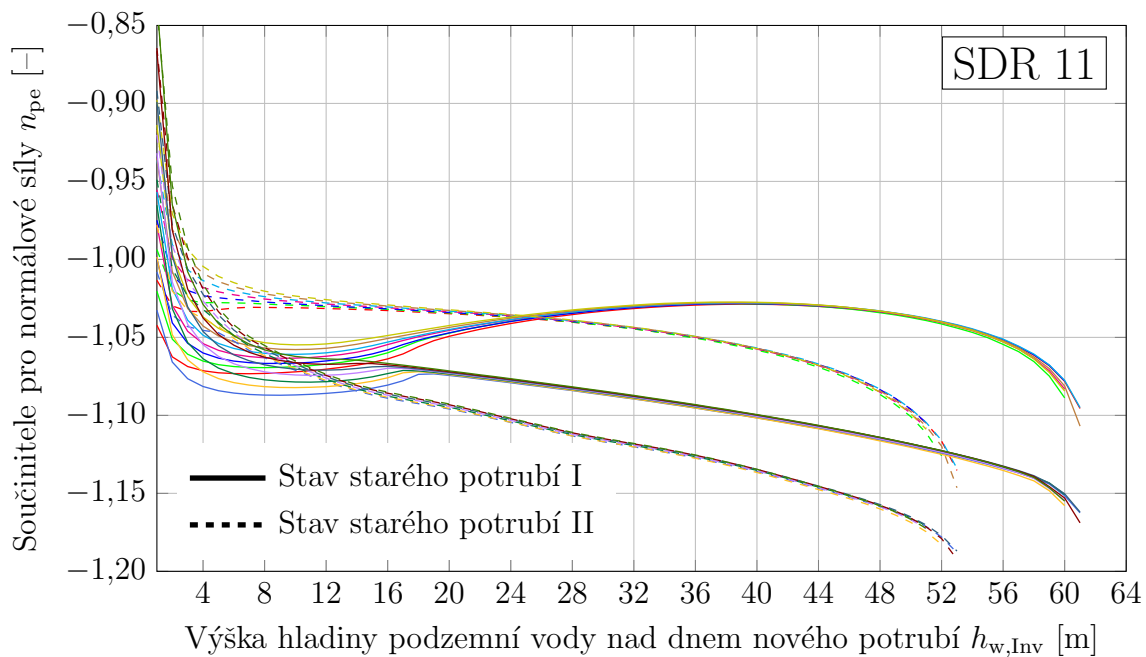
Obr. 14.116 Závislost prvního hlavního napětí σ_1 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 11 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



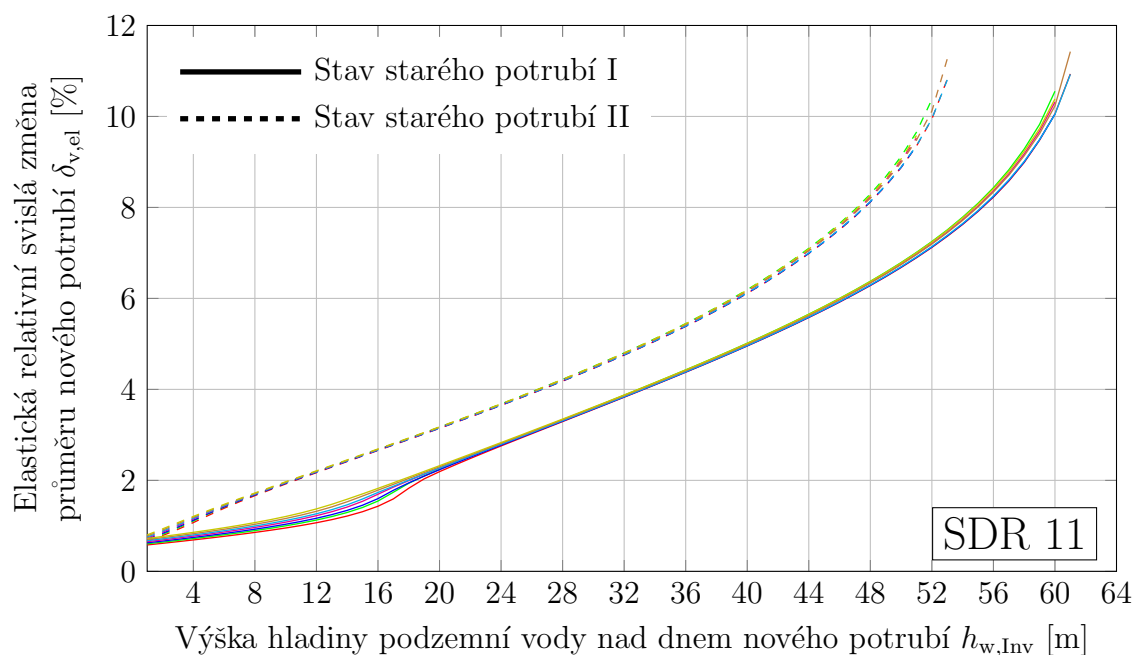
Obr. 14.117 Závislost třetího hlavního napětí σ_3 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 11 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



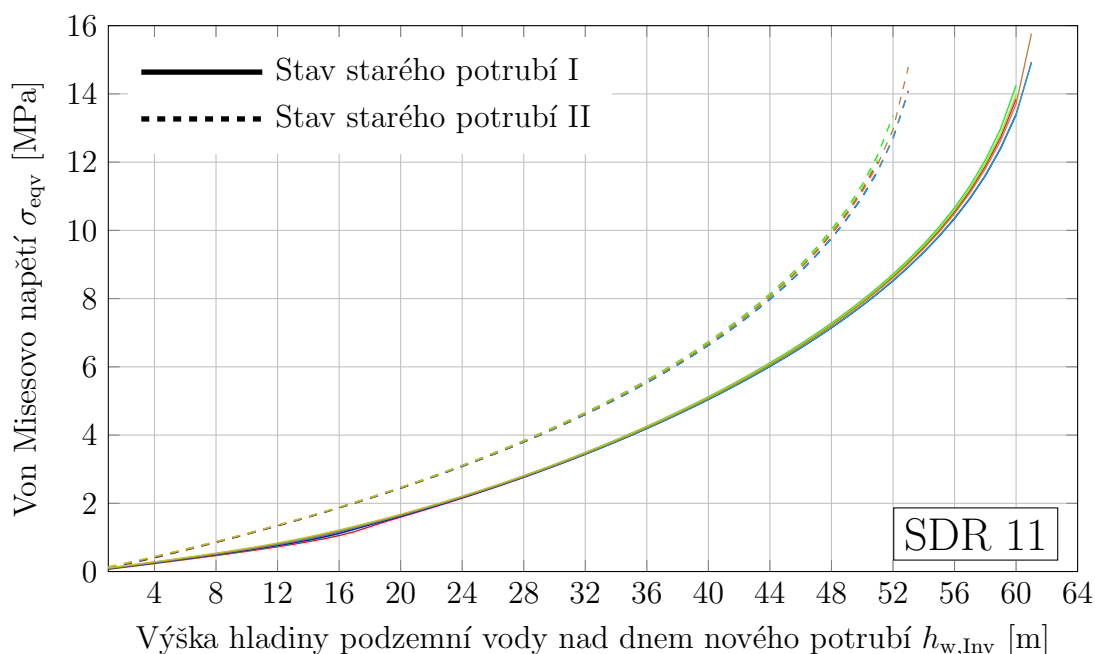
Obr. 14.118 Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 11 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %



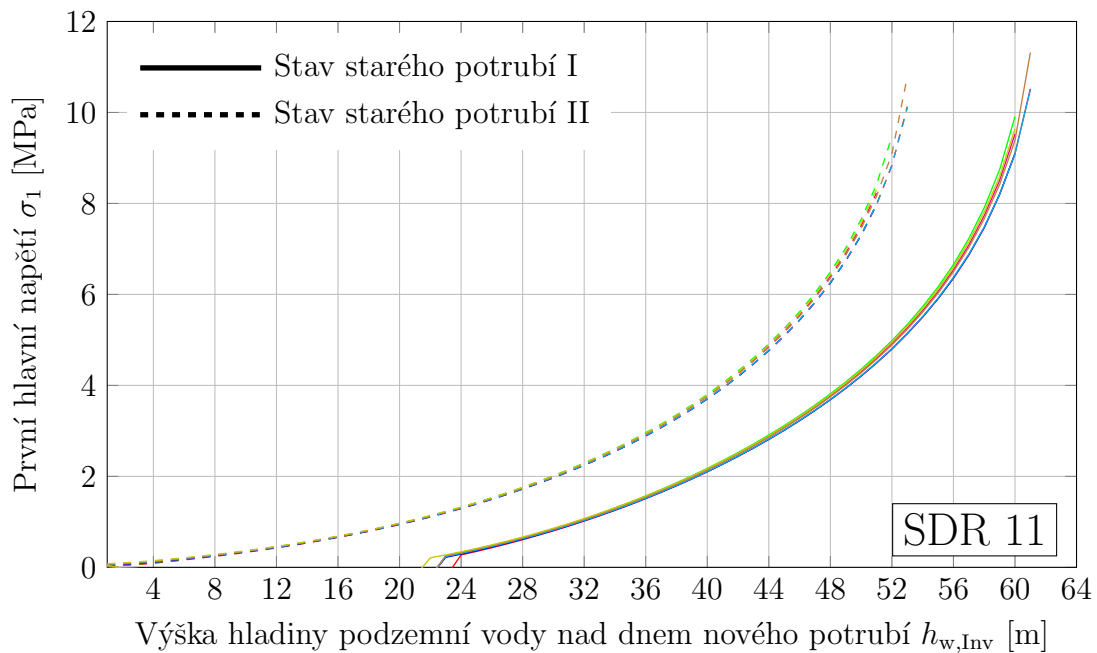
Obr. 14.119 Závislost součinitelů pro normálové síly n_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 11 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %



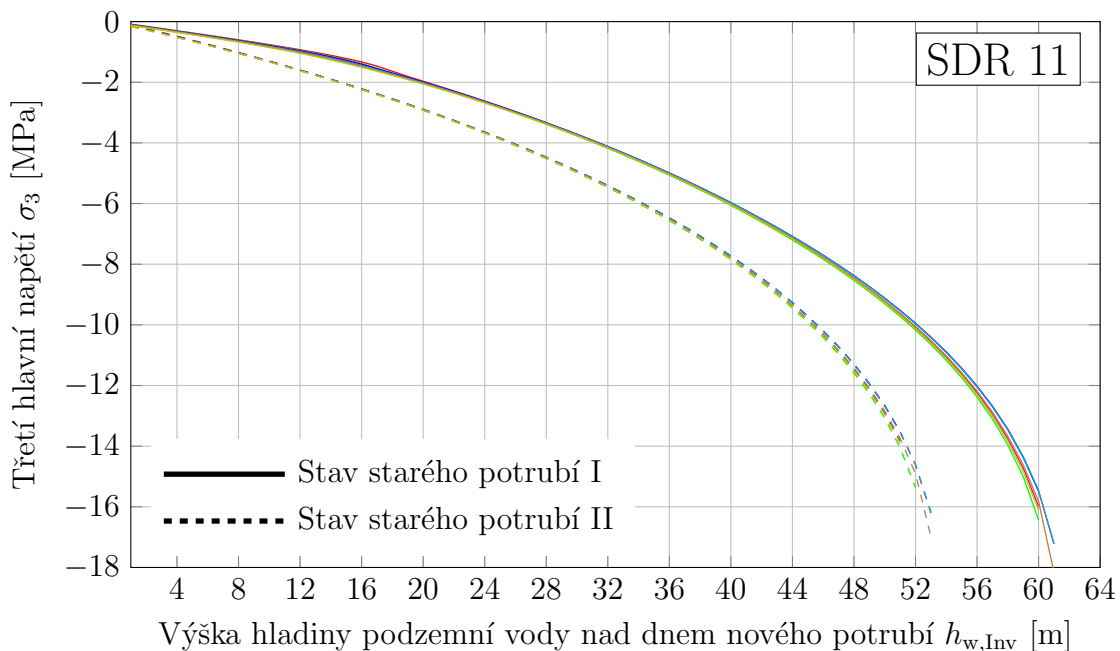
Obr. 14.120 Závislost elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 11 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 % - varianta (a)



Obr. 14.121 Závislost von Misesova napětí σ_{eqv} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 11 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %

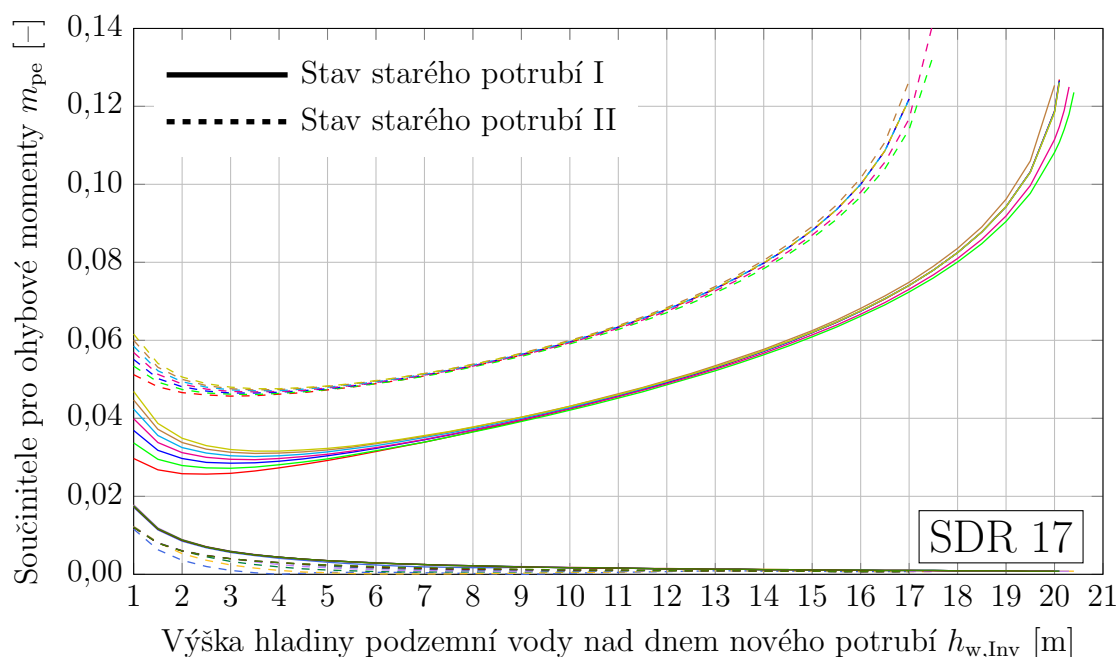


Obr. 14.122 Závislost prvního hlavního napětí σ_1 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 11 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %

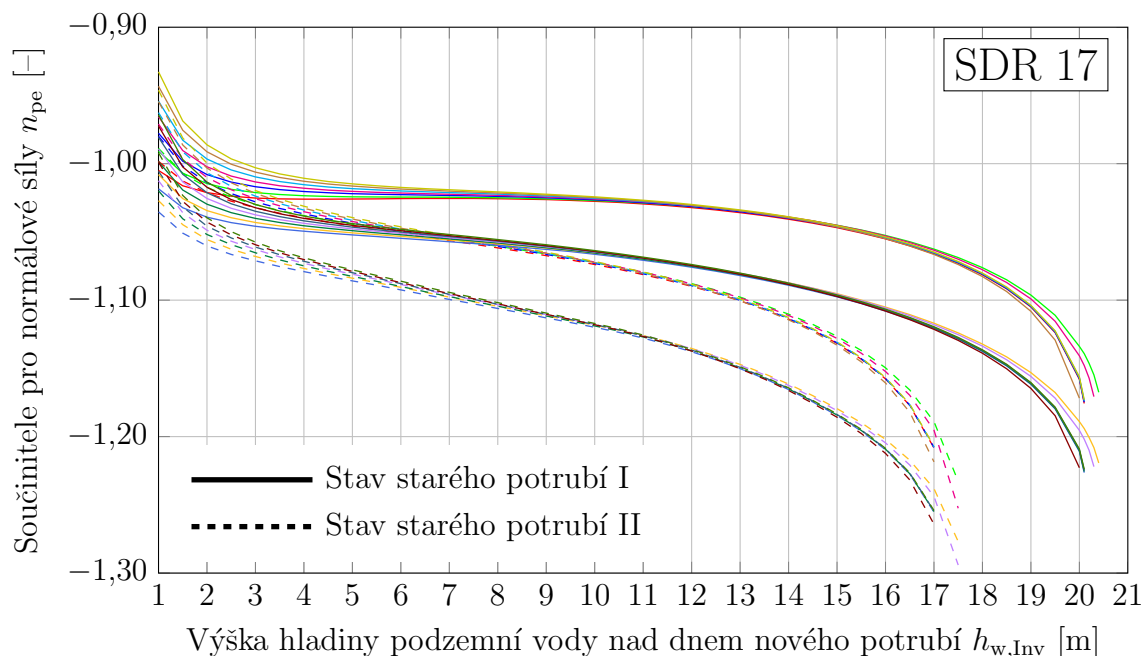


Obr. 14.123 Závislost třetího hlavního napětí σ_3 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 11 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %

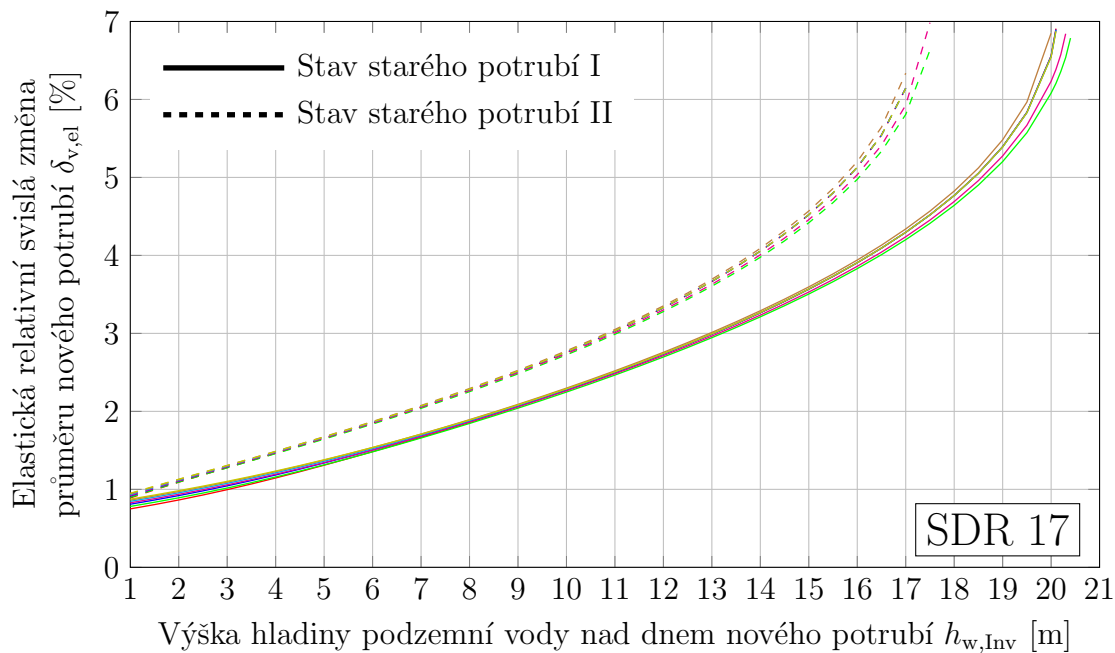
14.2.2 Potrubí rozměrové řady SDR 17



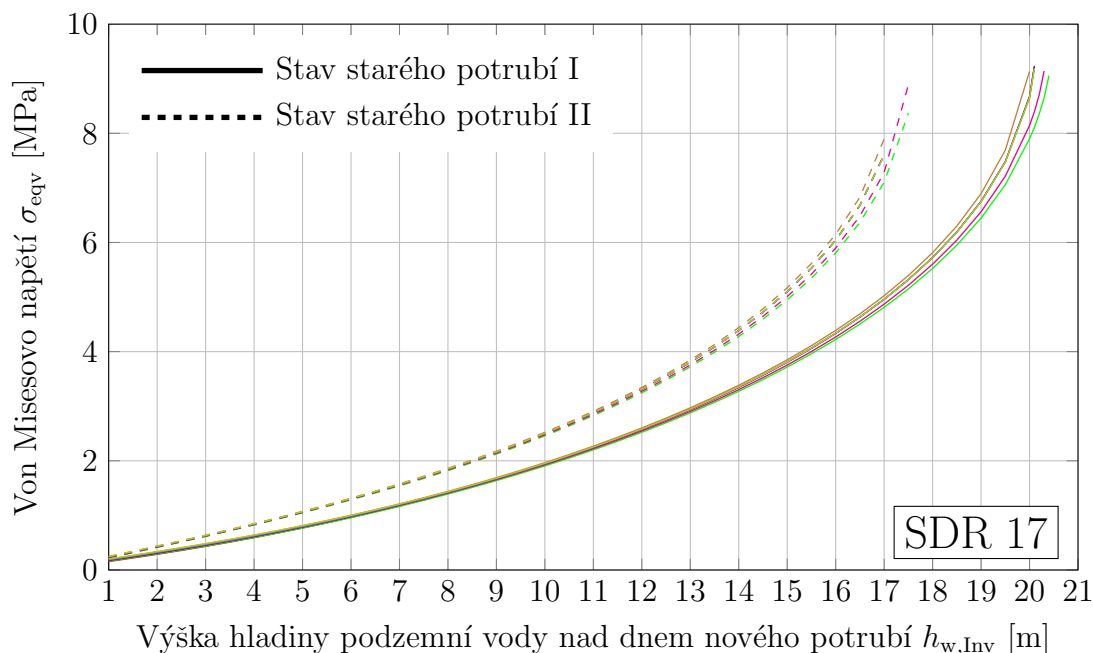
Obr. 14.124 Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 17 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



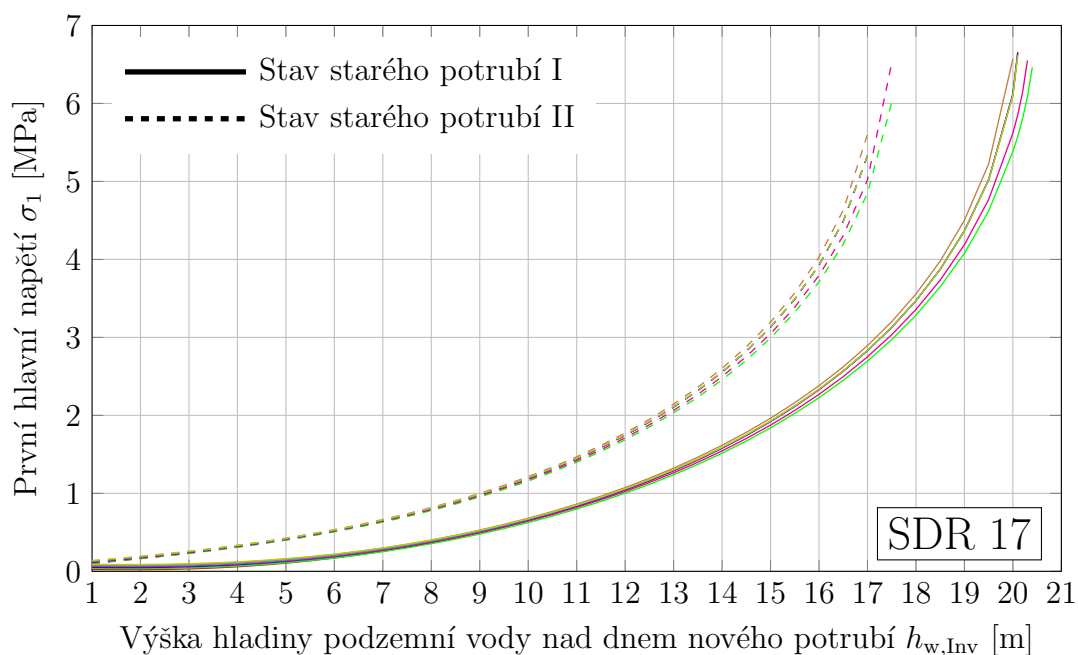
Obr. 14.125 Závislost součinitelů pro normálové síly n_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 17 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



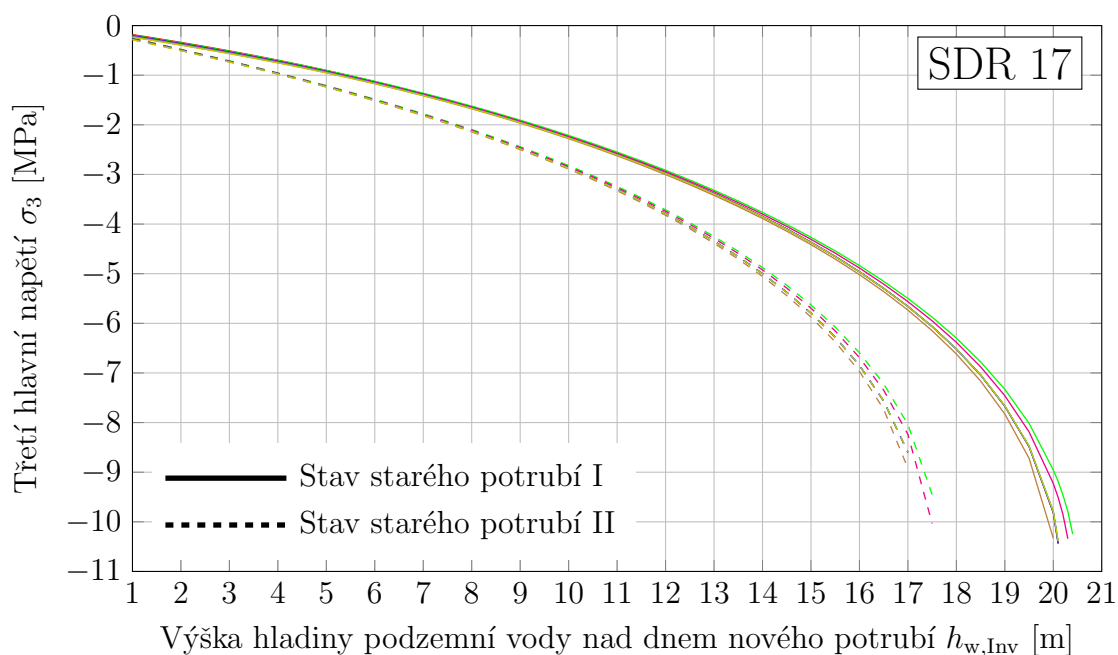
Obr. 14.126 Závislost elastické relativní svislá změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 17 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 % - varianta (a)



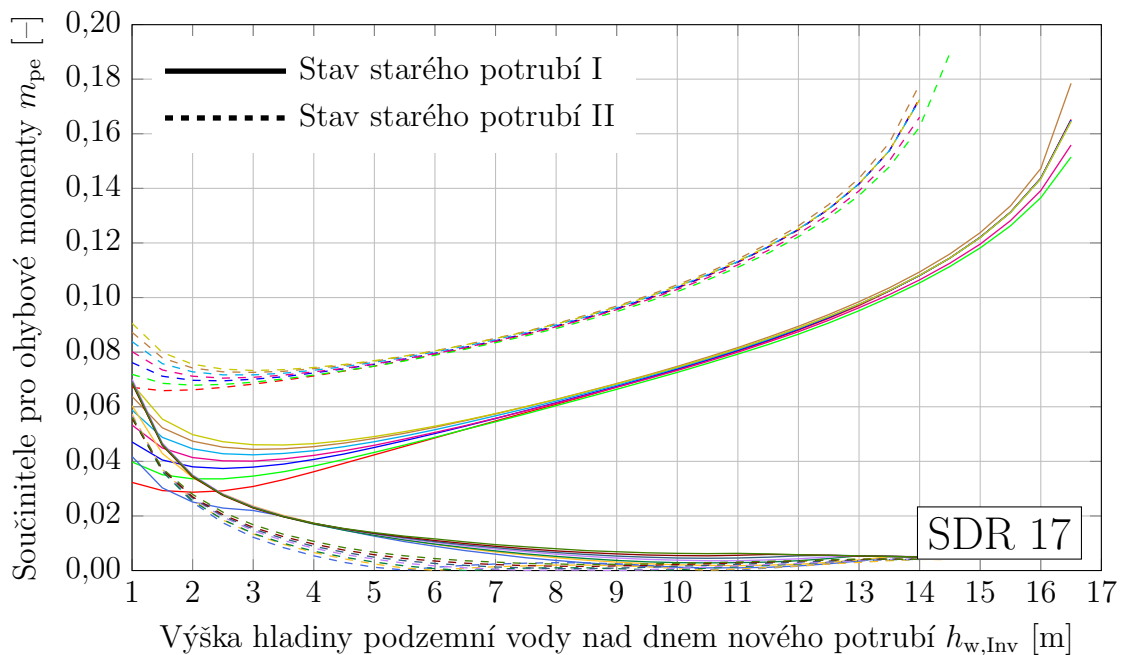
Obr. 14.127 Závislost von Misesova napětí σ_{eqv} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 17 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



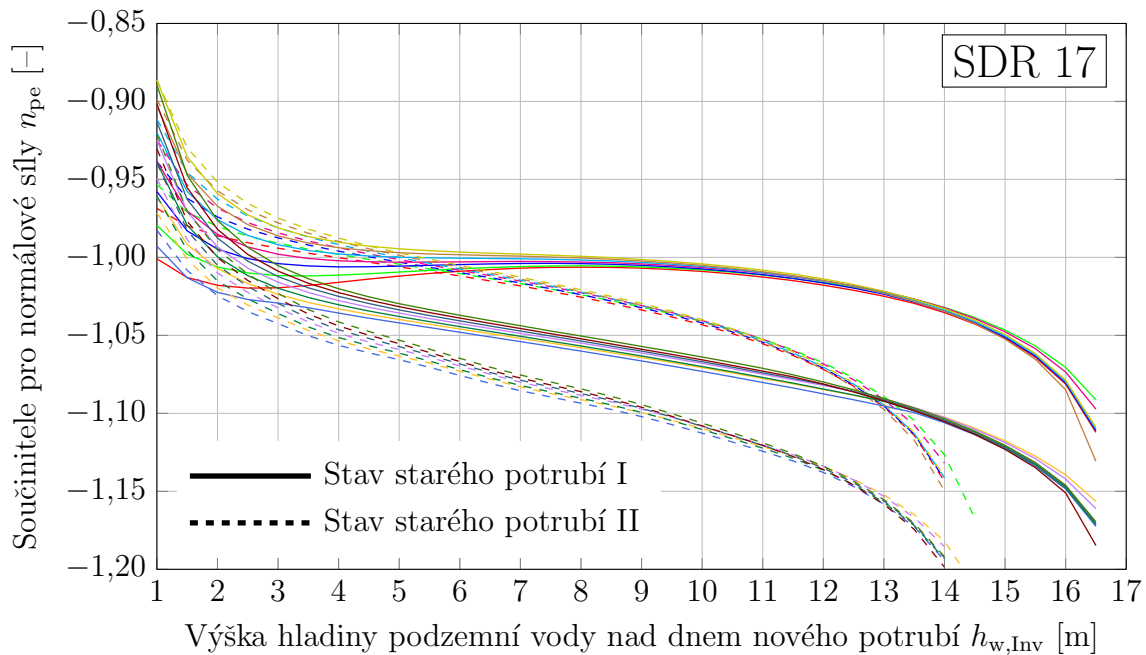
Obr. 14.128 Závislost prvního hlavního napětí σ_1 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 17 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



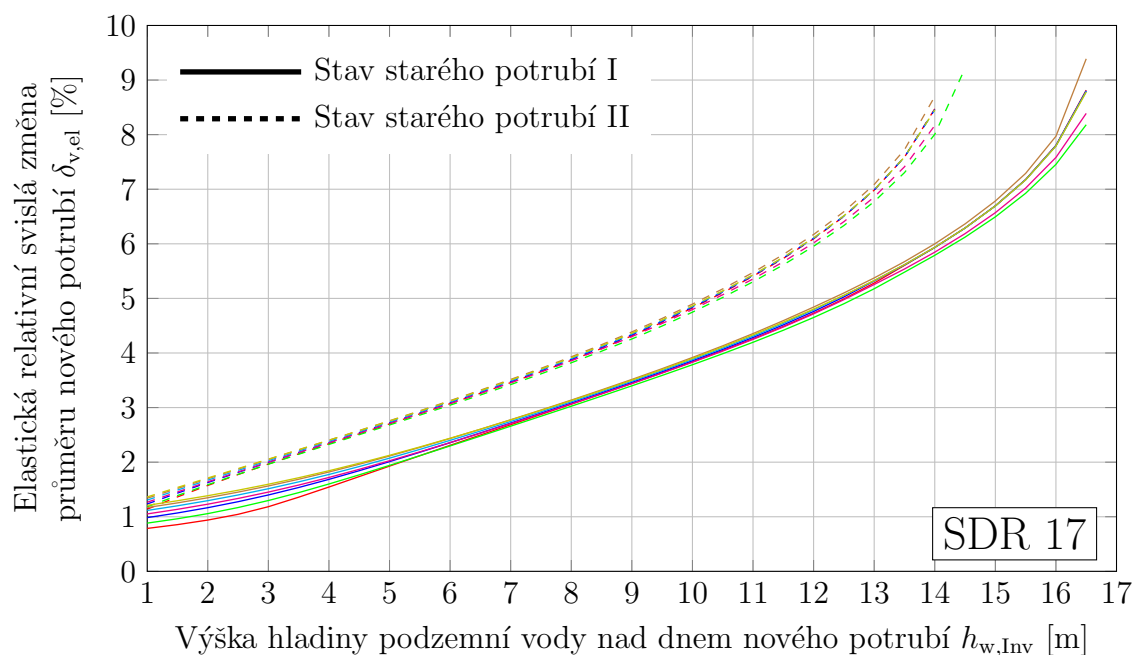
Obr. 14.129 Závislost třetího hlavního napětí σ_3 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 17 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



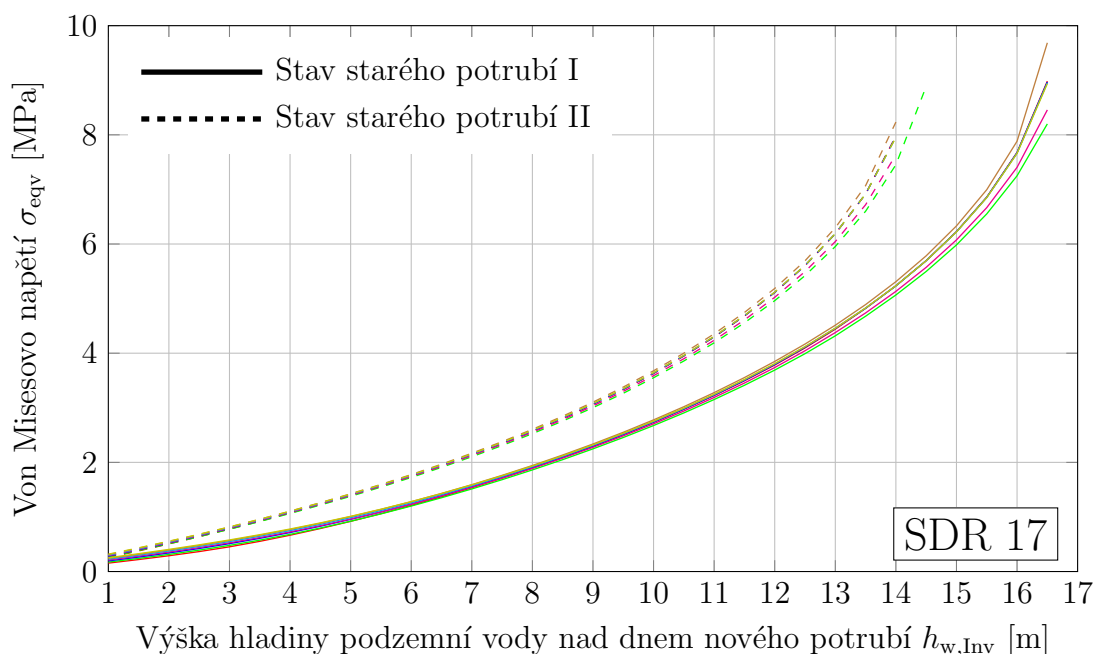
Obr. 14.130 Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 17 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %



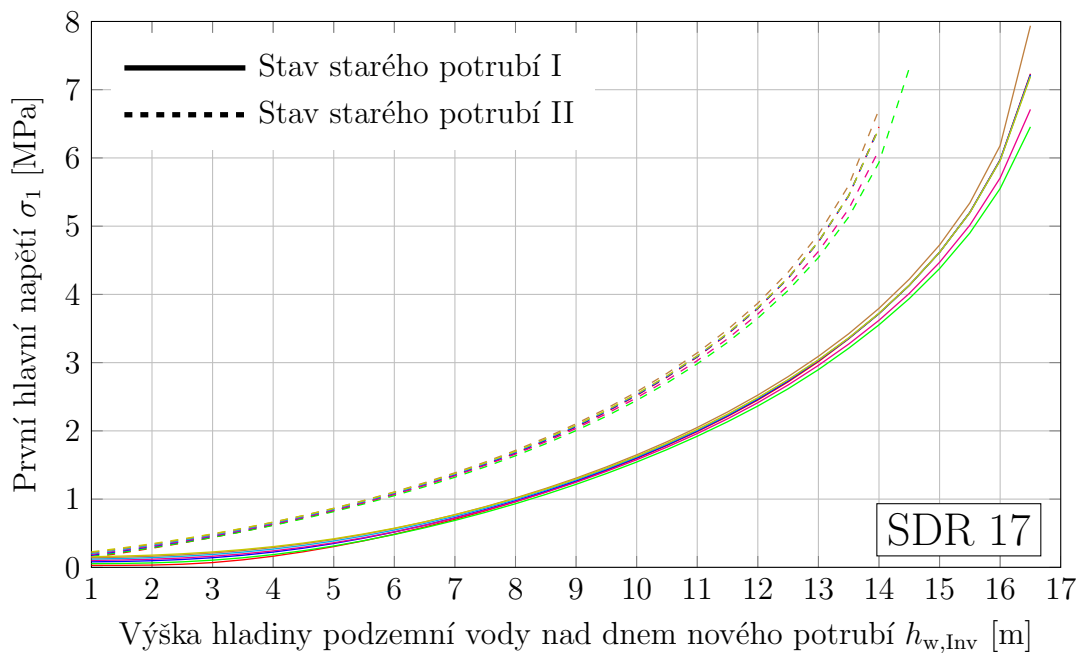
Obr. 14.131 Závislost součinitelů pro normálové síly n_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 17 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %



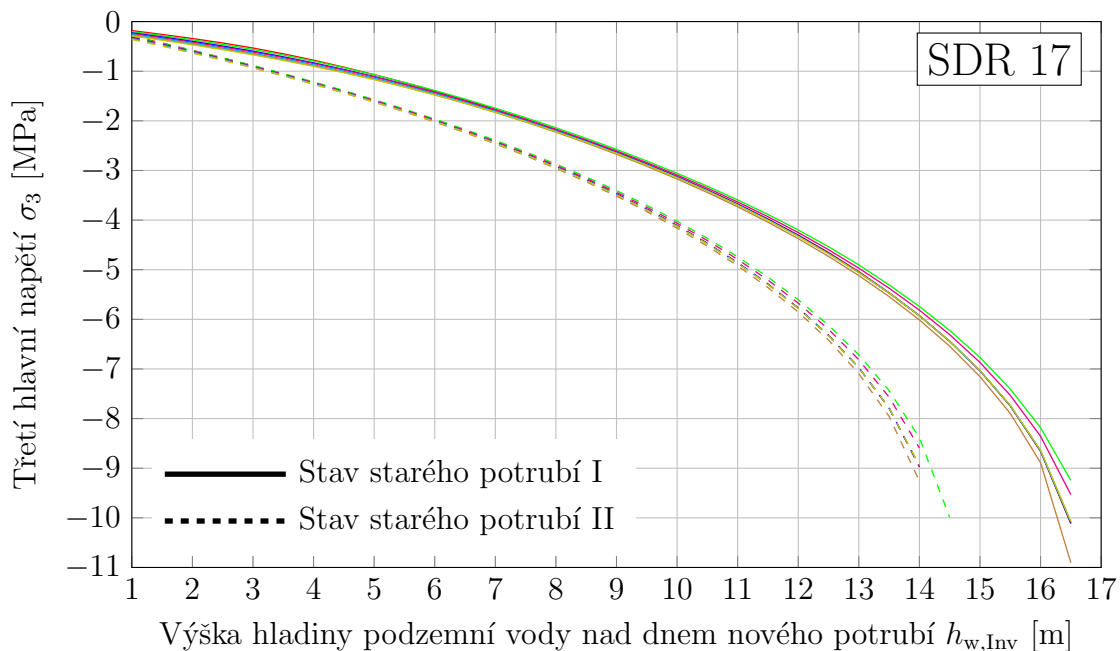
Obr. 14.132 Závislost elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 17 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 % - varianta (a)



Obr. 14.133 Závislost von Misesova napětí σ_{eqv} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 17 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %

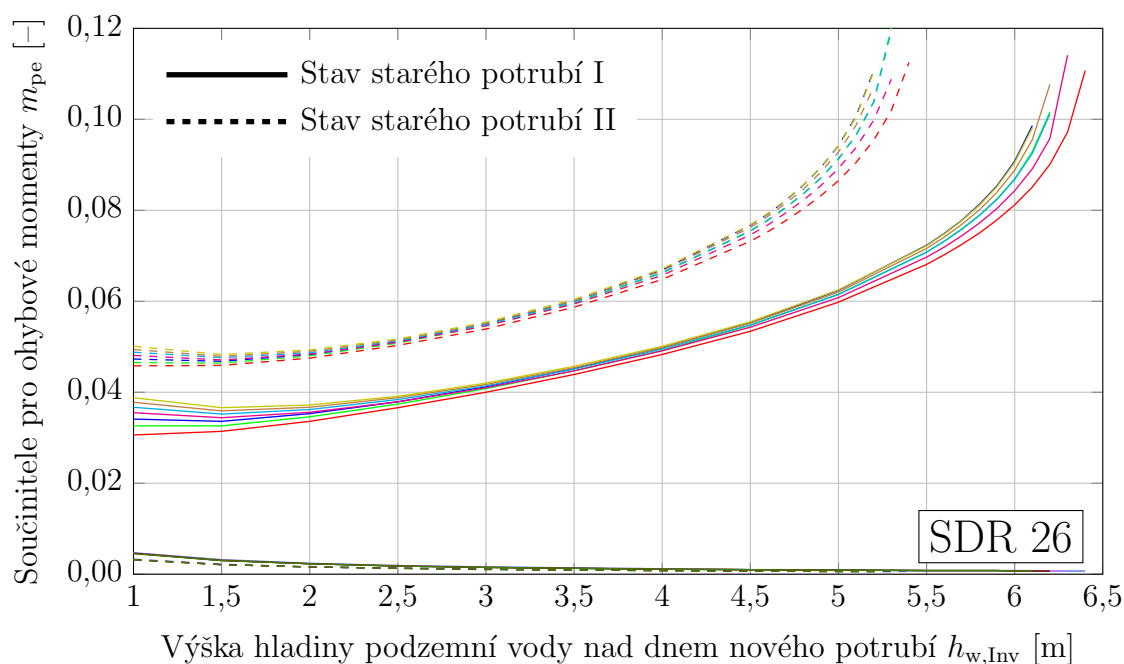


Obr. 14.134 Závislost prvního hlavního napětí σ_1 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 17 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %

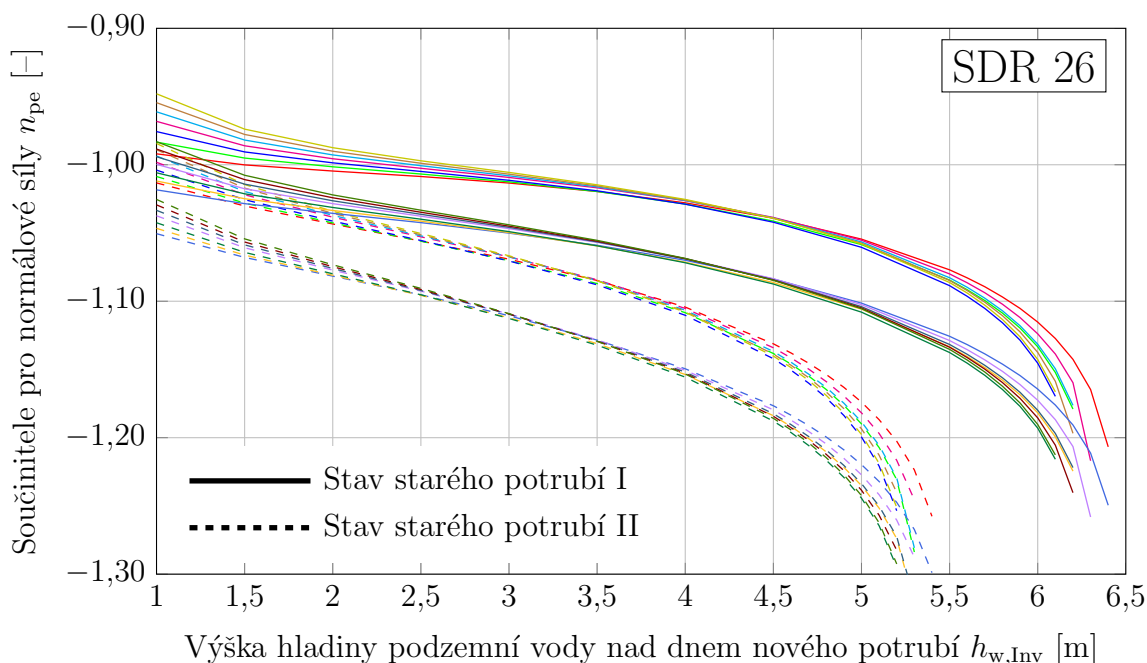


Obr. 14.135 Závislost třetího hlavního napětí σ_3 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 17 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %

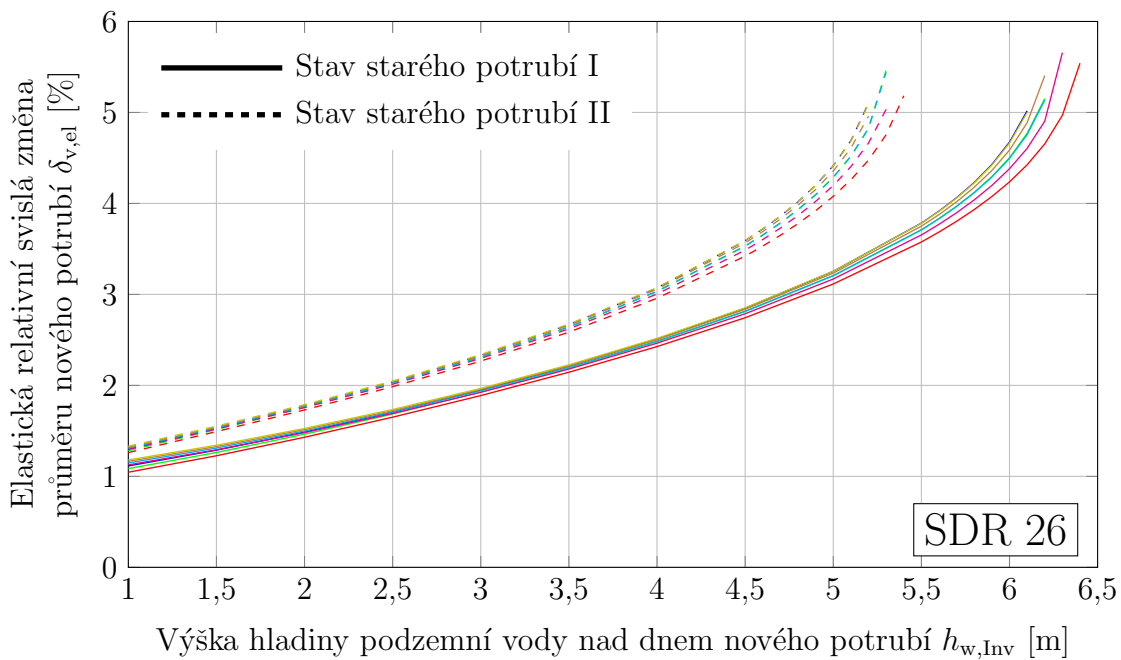
14.2.3 Potrubí rozměrové řady SDR 26



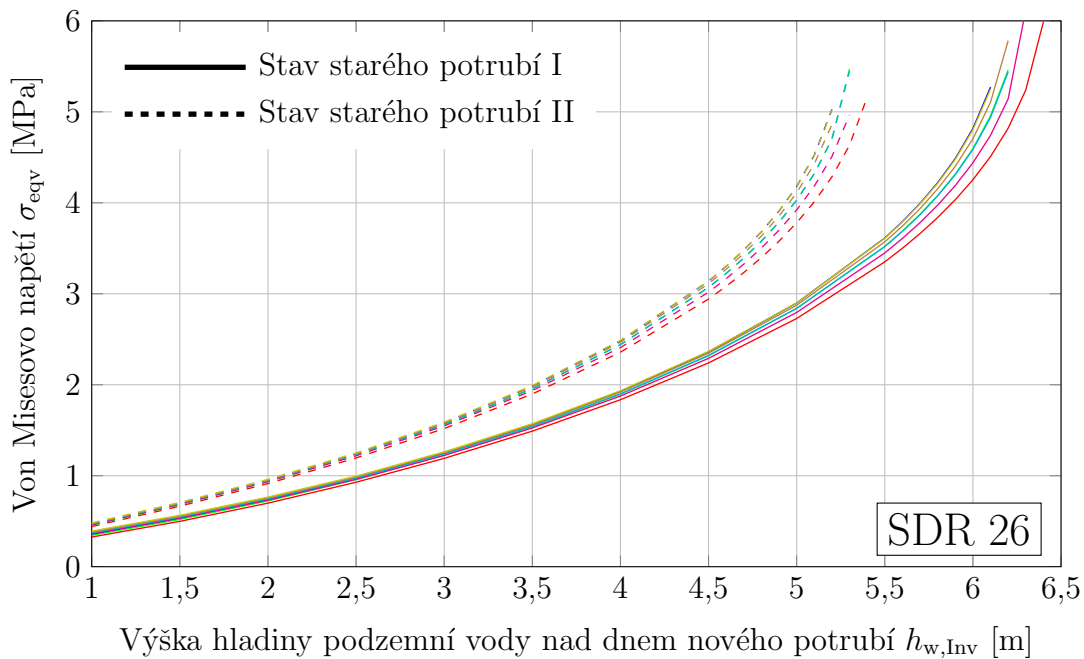
Obr. 14.136 Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 26 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



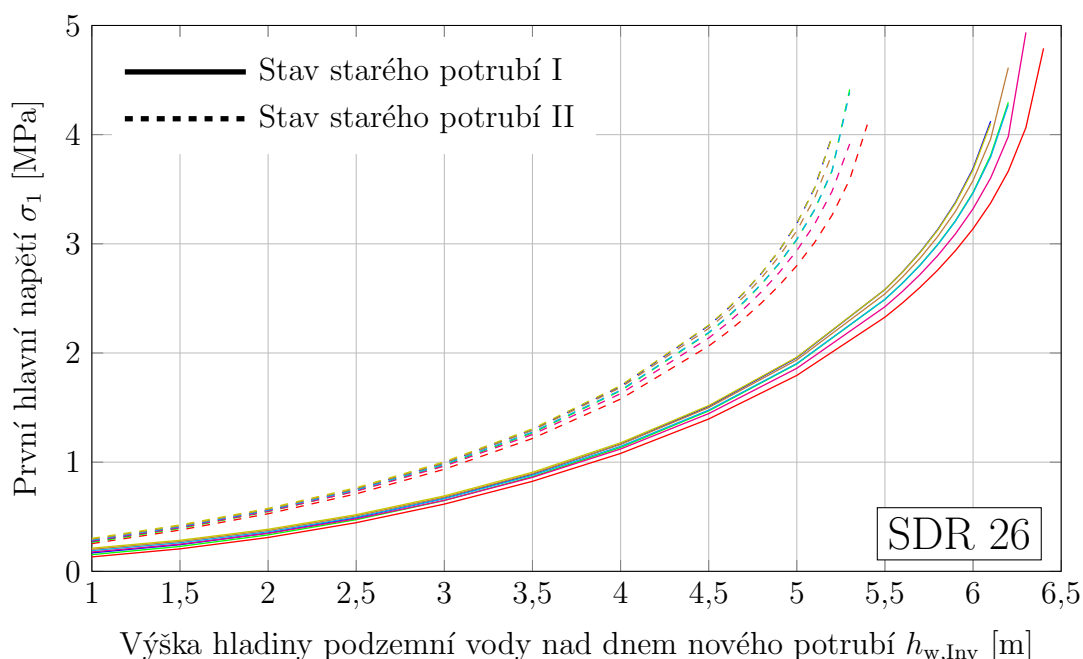
Obr. 14.137 Závislost součinitelů pro normálové síly n_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 26 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



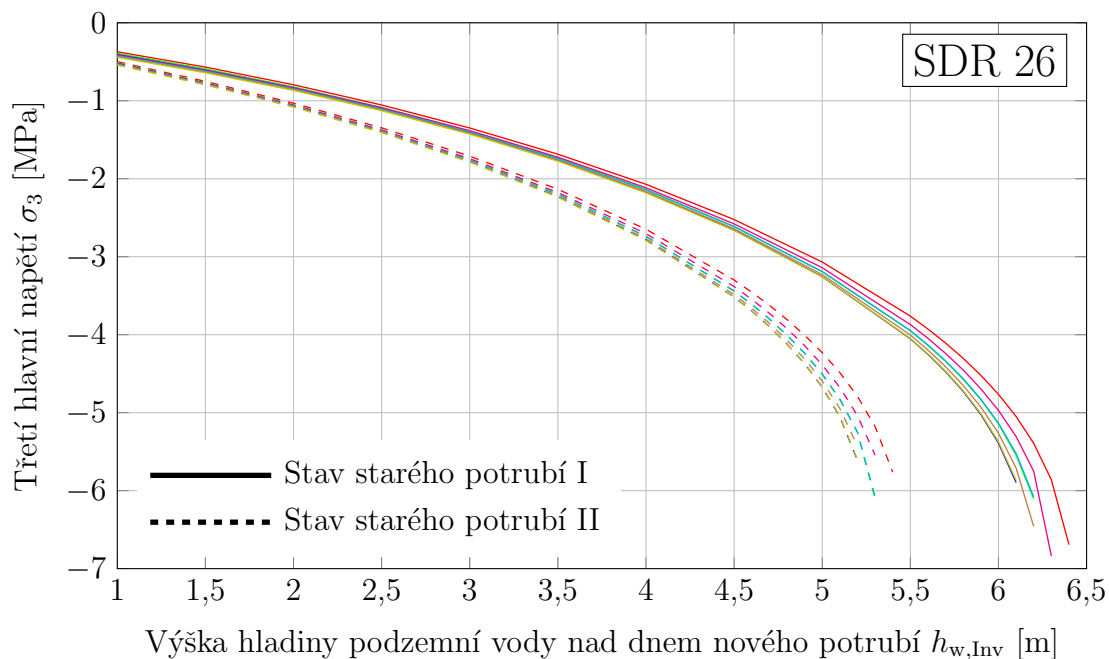
Obr. 14.138 Závislost elastické relativní svislá změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 26 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 % - varianta (a)



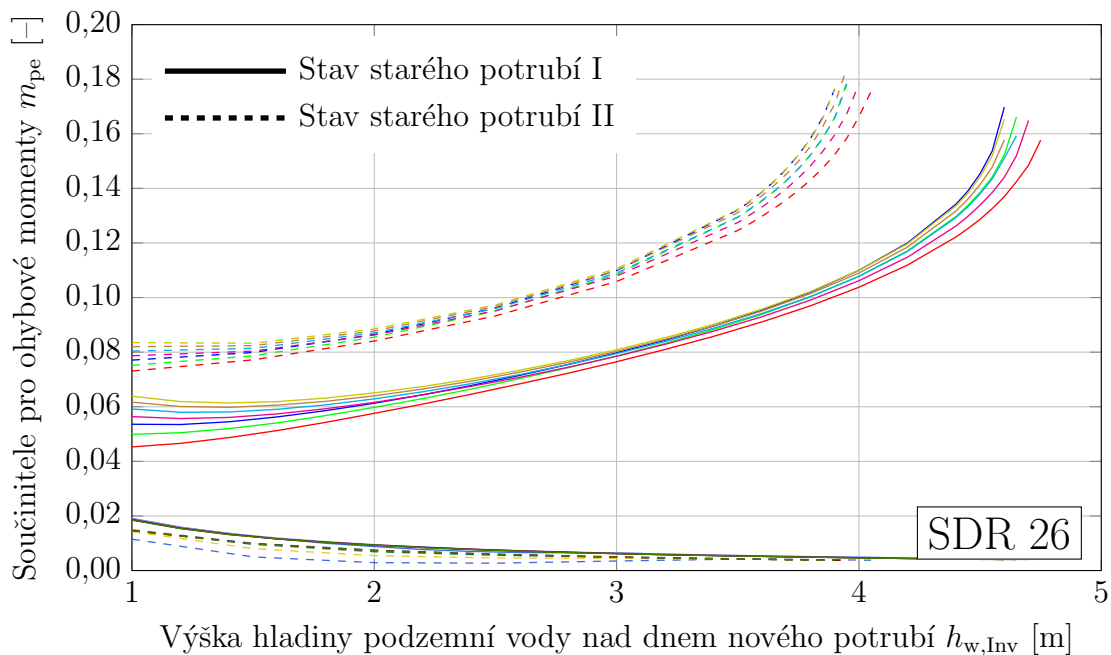
Obr. 14.139 Závislost von Misesova napětí σ_{eqv} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 26 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



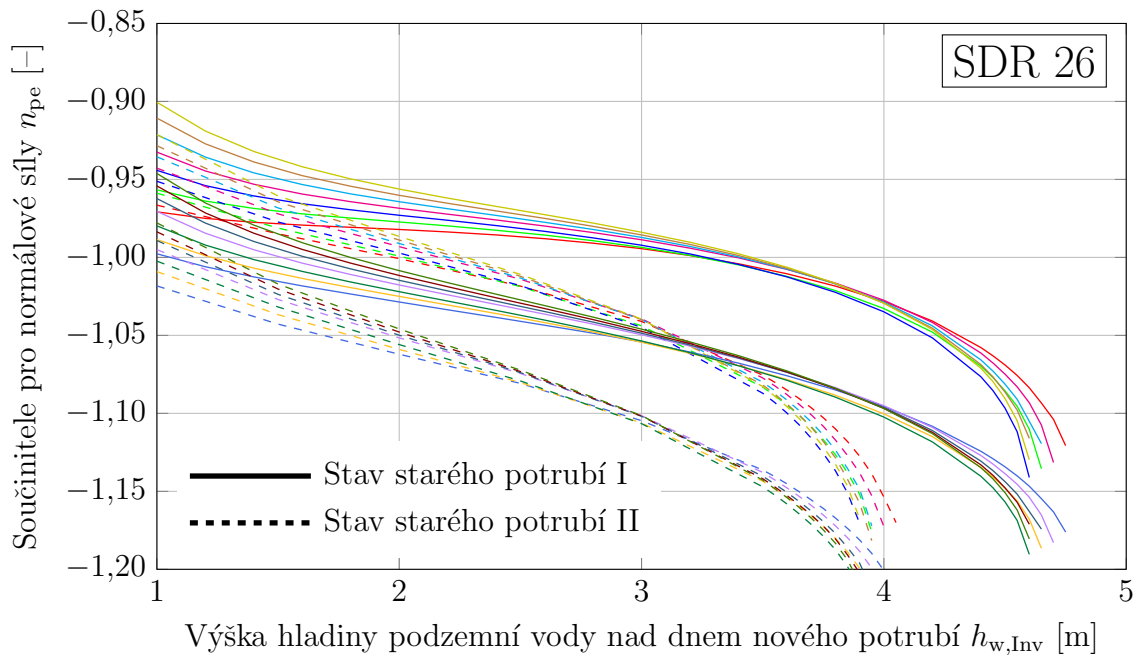
Obr. 14.140 Závislost prvního hlavního napětí σ_1 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 26 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



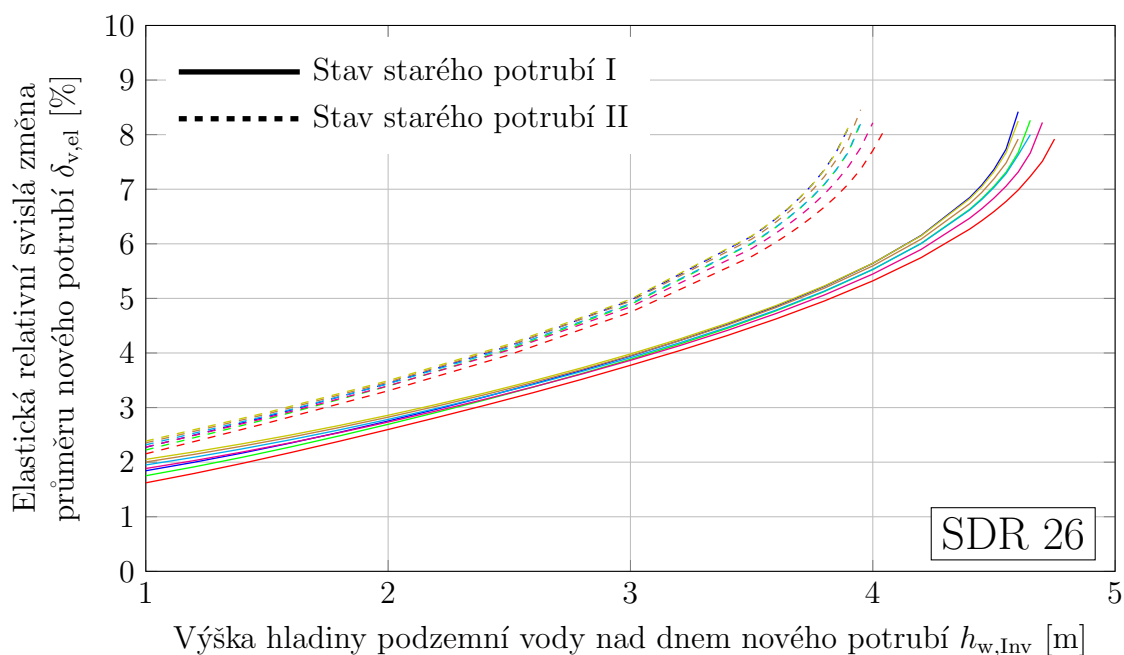
Obr. 14.141 Závislost třetího hlavního napětí σ_3 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 26 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



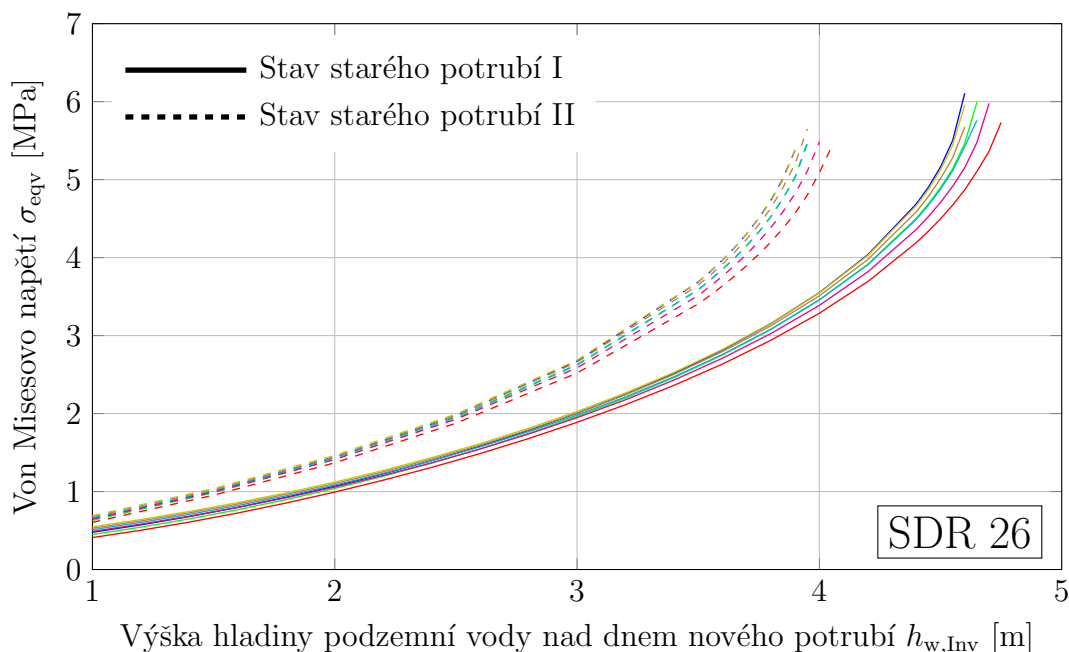
Obr. 14.142 Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 26 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %



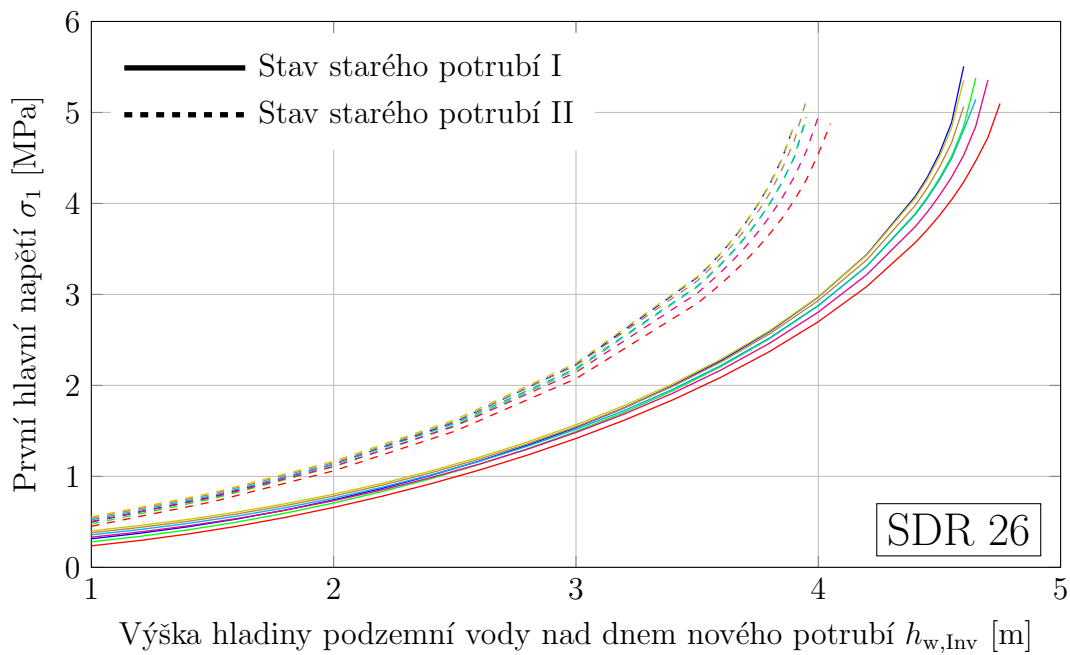
Obr. 14.143 Závislost součinitelů pro normálové síly n_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 26 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %



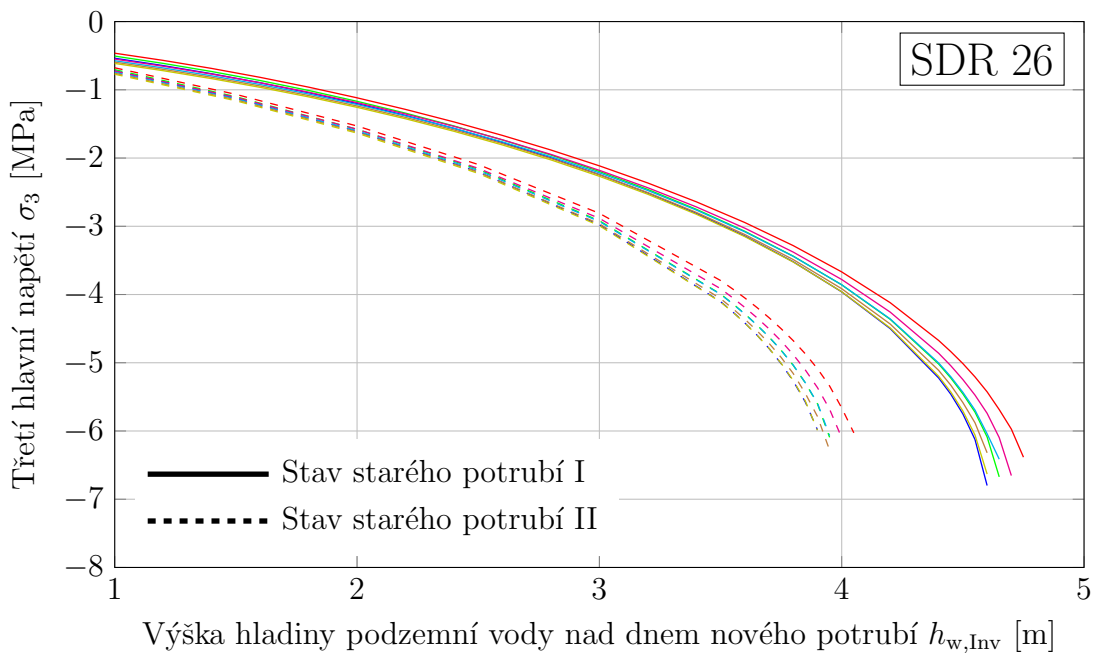
Obr. 14.144 Závislost elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 26 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 % - varianta (a)



Obr. 14.145 Závislost von Misesova napětí σ_{eqv} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 26 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %

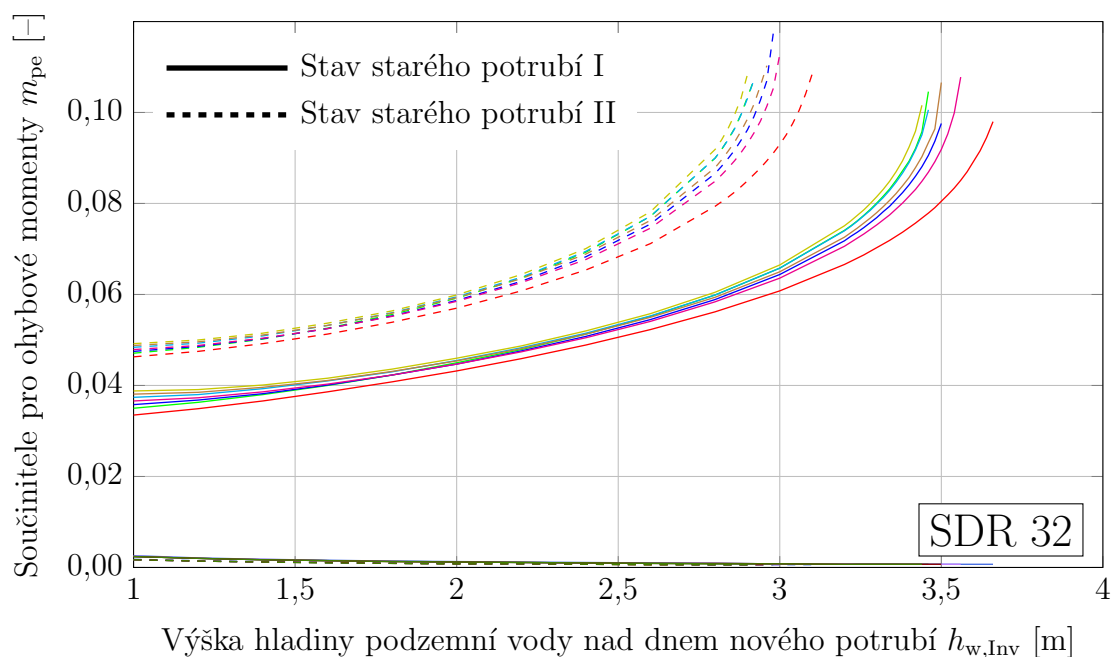


Obr. 14.146 Závislost prvního hlavního napětí σ_1 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 26 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %

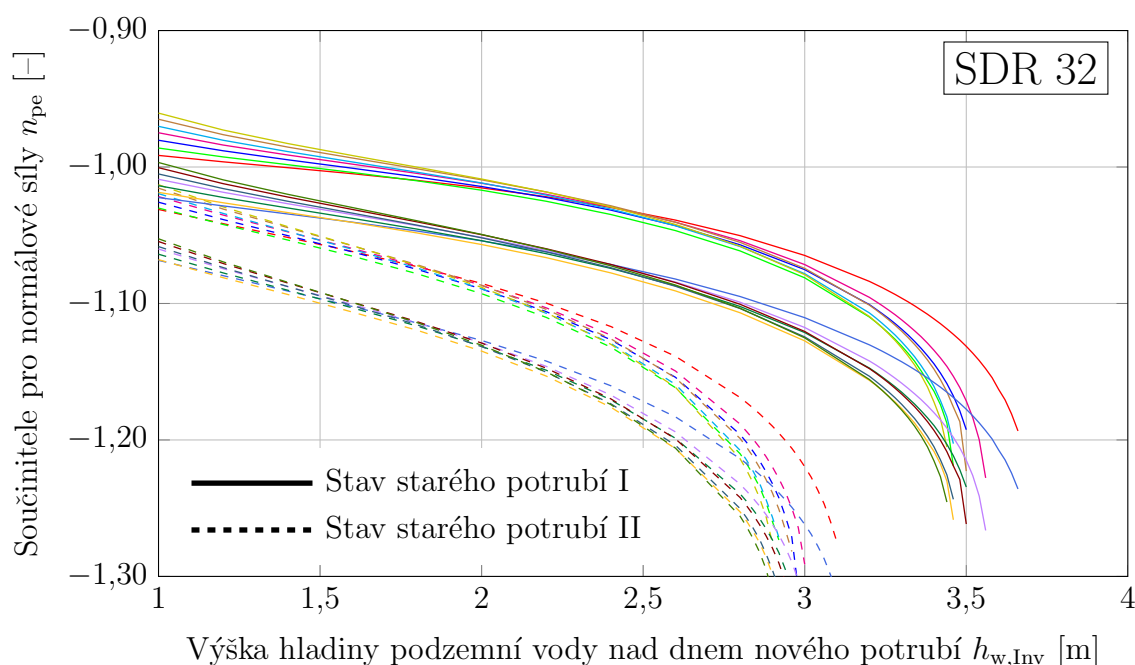


Obr. 14.147 Závislost třetího hlavního napětí σ_3 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 26 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %

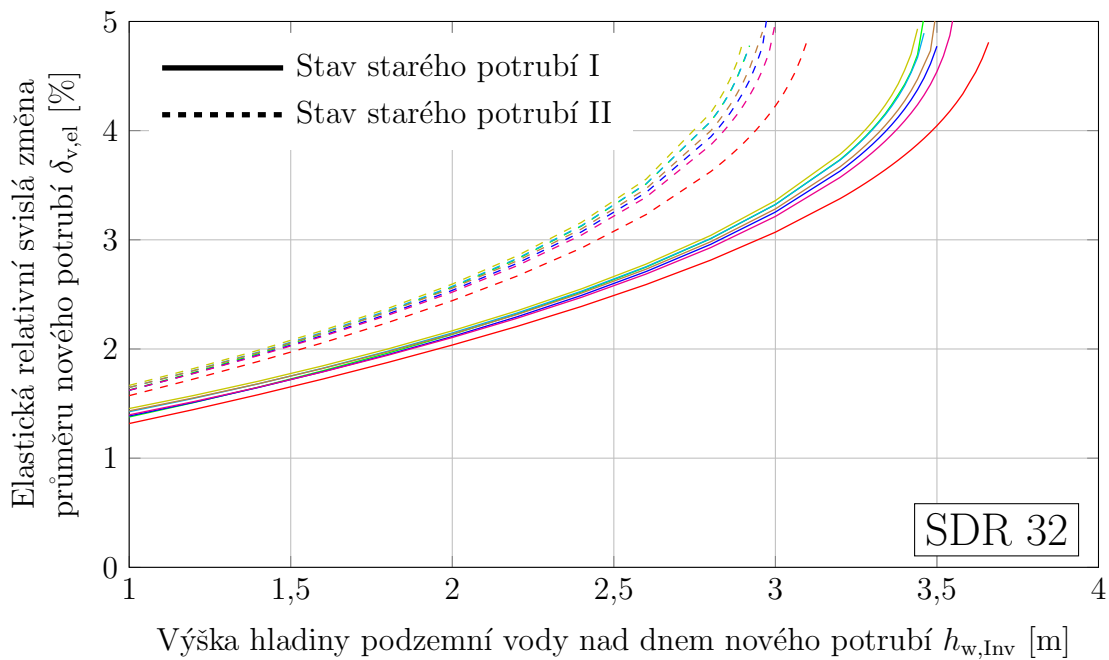
14.2.4 Potrubí rozměrové řady SDR 32



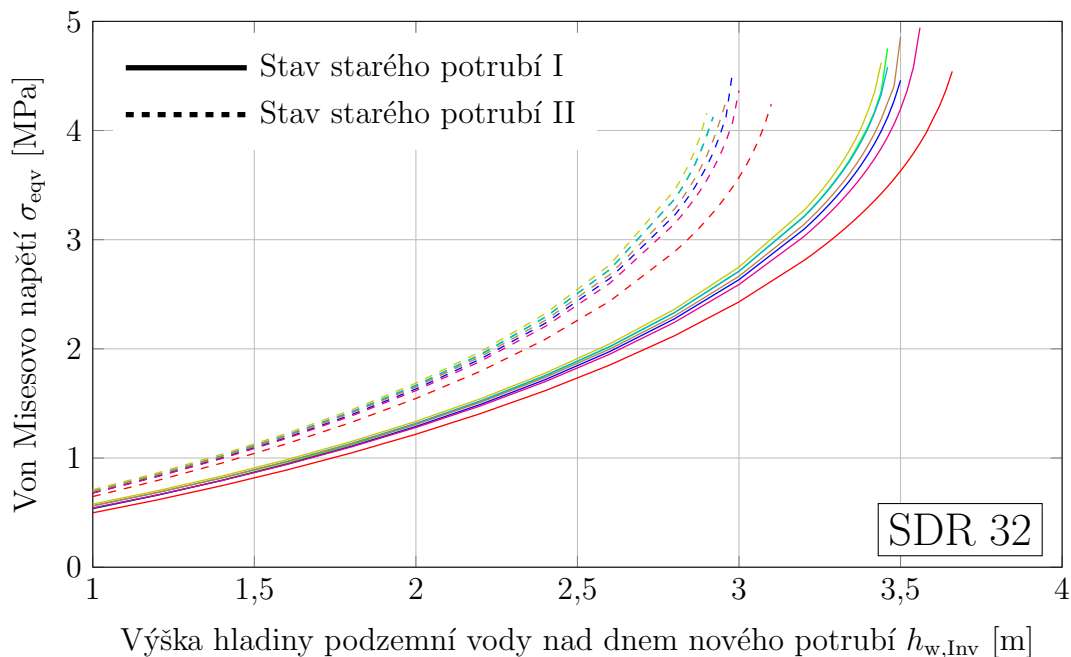
Obr. 14.148 Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 32 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



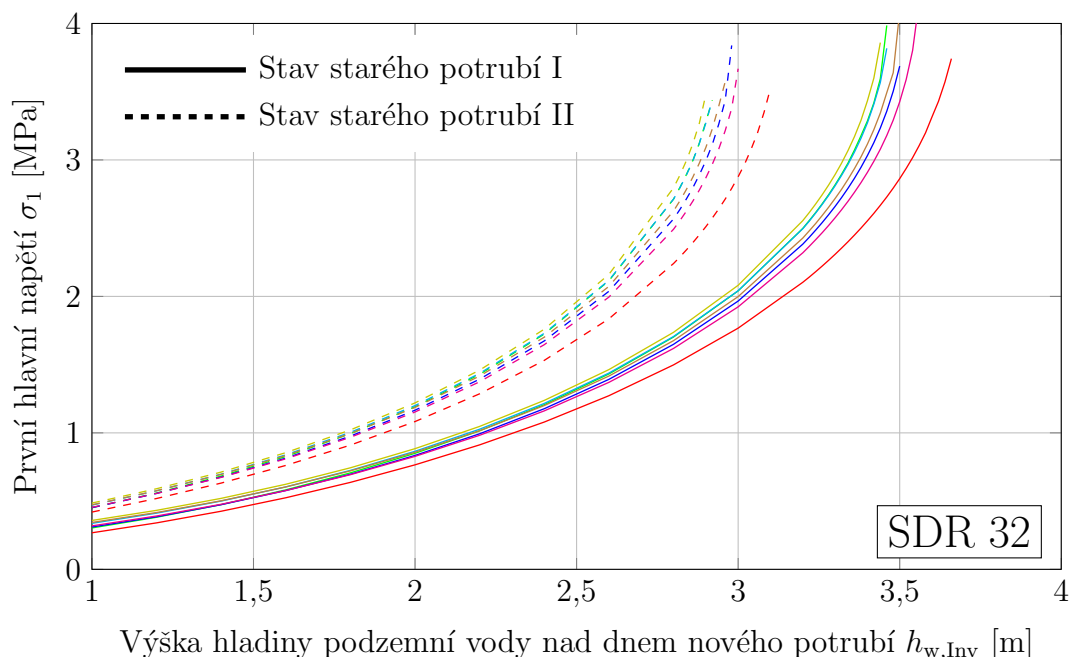
Obr. 14.149 Závislost součinitelů pro normálové síly n_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 32 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



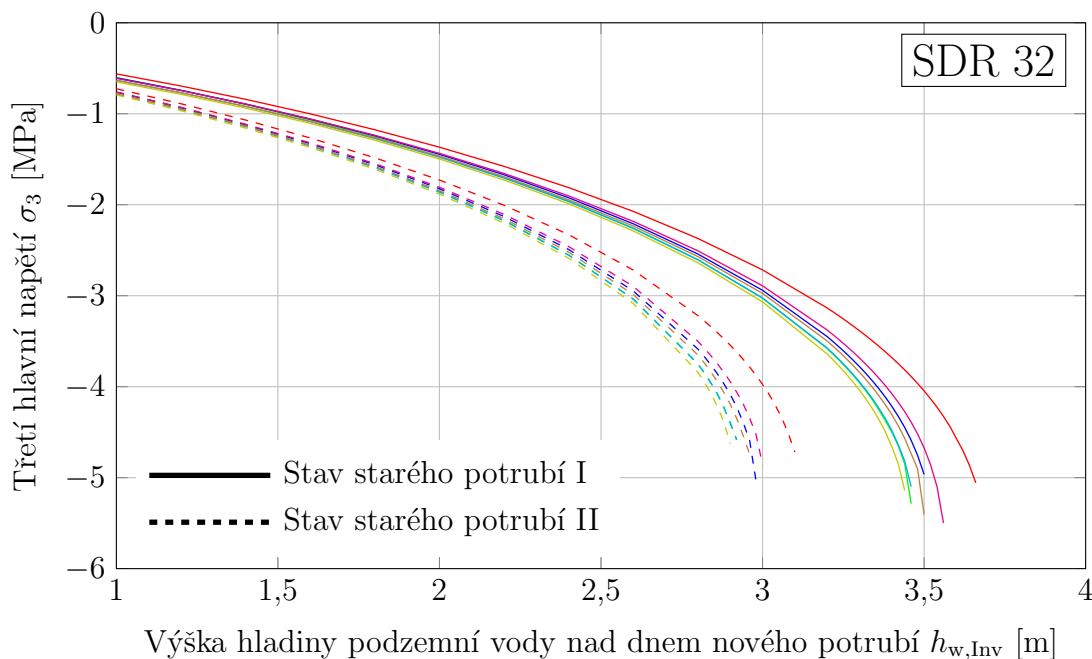
Obr. 14.150 Závislost elastické relativní svislá změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 32 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 % - varianta (a)



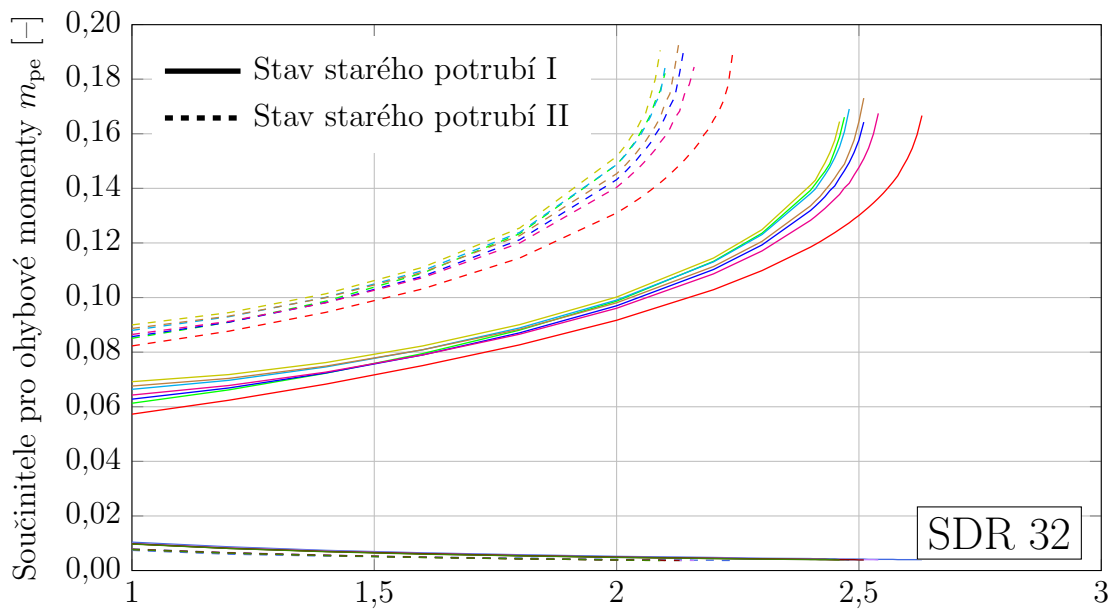
Obr. 14.151 Závislost von Misesova napětí σ_{eqv} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 32 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



Obr. 14.152 Závislost prvního hlavního napětí σ_1 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 32 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %

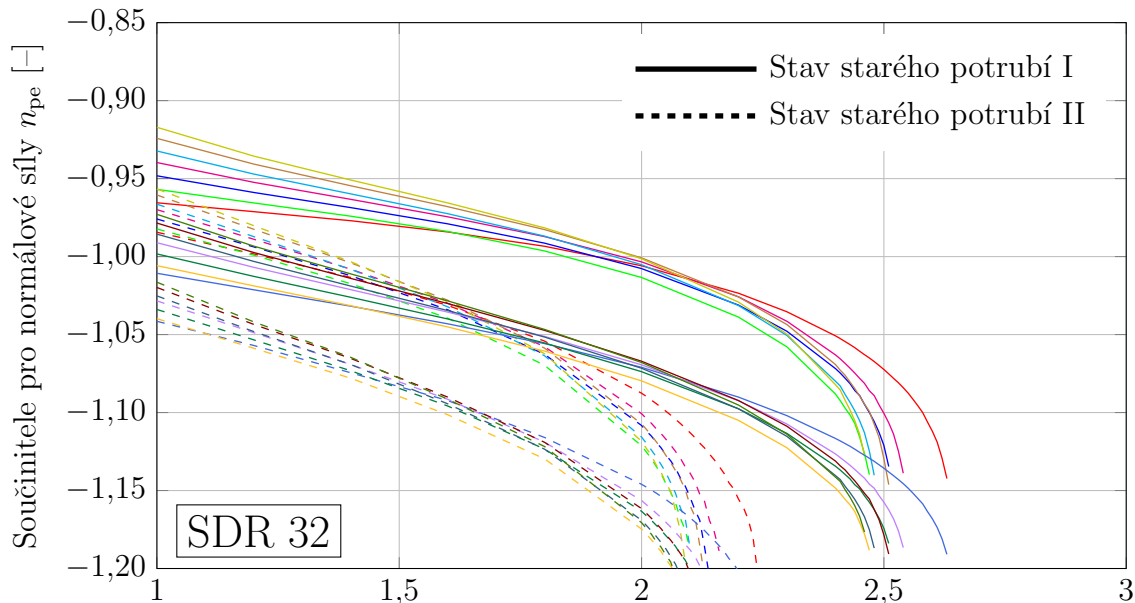


Obr. 14.153 Závislost třetího hlavního napětí σ_3 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 32 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 1 %



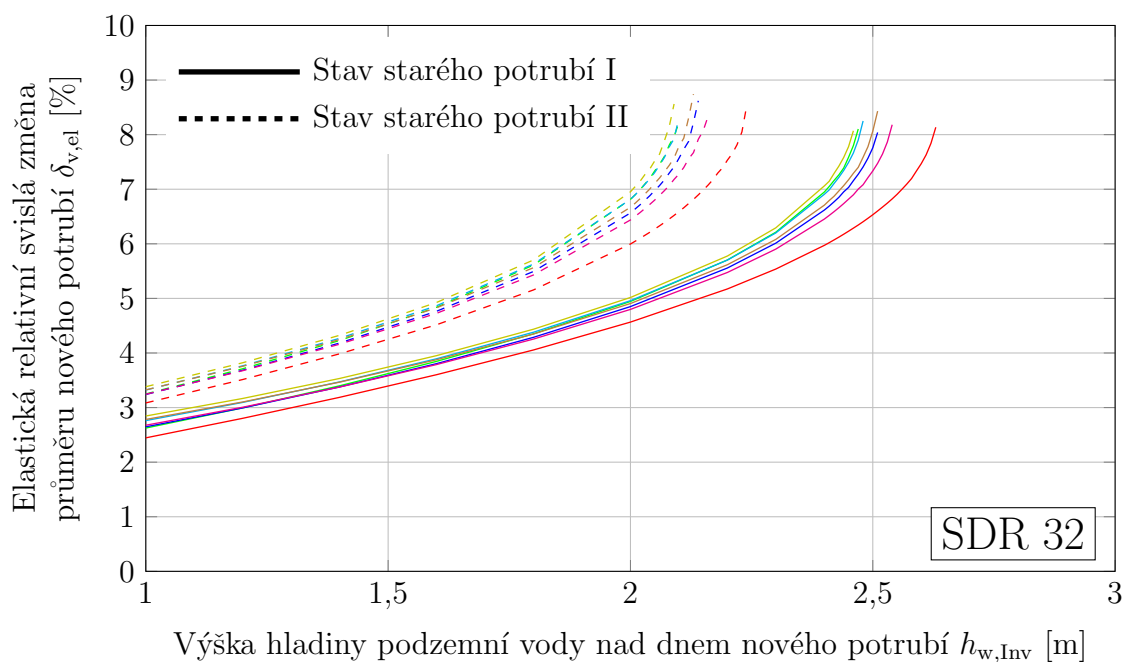
Výška hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ [m]

Obr. 14.154 Závislost součinitelů pro ohybové momenty m_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 32 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %

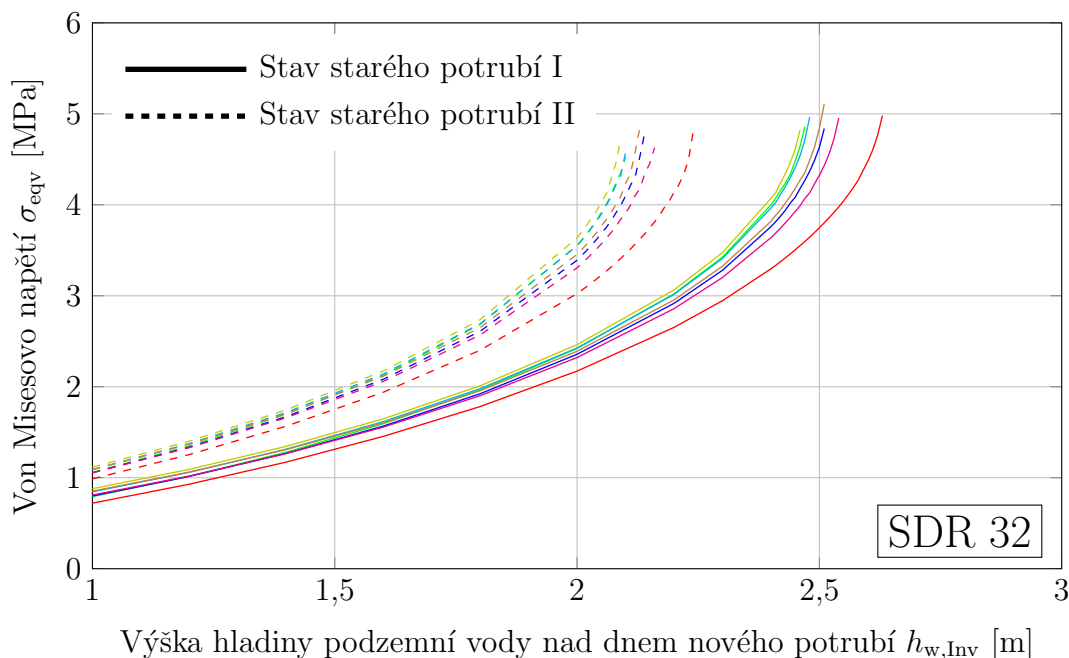


Výška hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ [m]

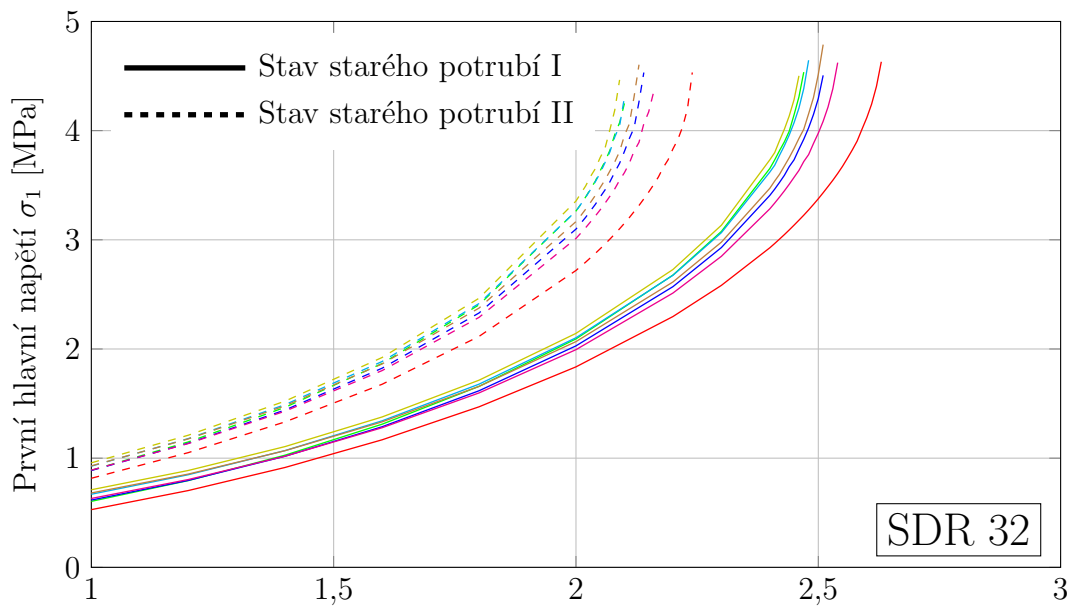
Obr. 14.155 Závislost součinitelů pro normálové síly n_{pe} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 32 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %



Obr. 14.156 Závislost elastické relativní svislé změny průměru nového potrubí $\delta_{v,el}$ na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 32 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 % - varianta (a)

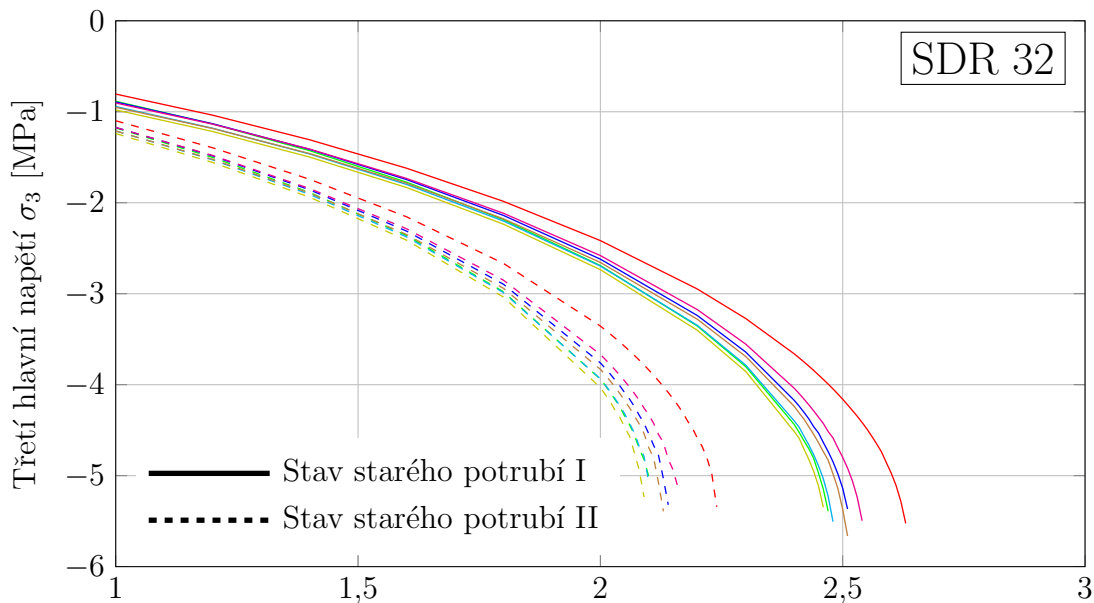


Obr. 14.157 Závislost von Misesova napětí σ_{eqv} na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 32 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %



Výška hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ [m]

Obr. 14.158 Závislost prvního hlavního napětí σ_1 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 32 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %



Výška hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ [m]

Obr. 14.159 Závislost třetího hlavního napětí σ_3 na výšce hladiny podzemní vody nad dnem nového potrubí $h_{w,Inv}$ určená numerickým výpočtem pro vybraná potrubí rozměrové řady SDR 32 instalovaná do starého potrubí a zatížená vnějším hydrostatickým tlakem p_e ; mezera mezi novým a starým potrubím je 4 %

15 Curriculum Vitae

Osobní data:

Jméno: Ing. Jan Ekr
Datum narození: 7. 8. 1986
Občanství: ČR
E-mail: ekr.j@fce.vutbr.cz

Vzdělání:

2012 - dosud: doktorské studium – FAST VUT v Brně, obor Konstrukce a dopravní stavby, specializace stavební mechanika (doktorská práce – Numerická analýza chování potrubí v zemním prostředí)

2010 - 2012: magisterské studium – FAST VUT v Brně, obor Pozemní stavby, specializace stavební mechanika (diplomová práce – Numerické modely pro posuzování stability zemního svahu)

2006 - 2010: bakalářské studium – FAST VUT v Brně, obor Pozemní stavby, specializace stavební mechanika (bakalářská práce – Návrh dimenzí nadzemní válcové termoplastové nádrže)

2002 - 2006: SPŠ stavební Hradec Králové

Stáže:

2013: Bauhaus Summer School 2013, Advanced Modelling and Simulation in Structural Engineering, Bauhaus-Universität Weimar, Germany

Projekt:

2013: Statické řešení vodovodního potrubí prováděného pomocí reliningu – specifický výzkum

Kurzy:

2012: HBM měřicí technika – Základní kurz aplikace tenzometrů

Znalosti a dovednosti:

Jazykové dovednosti: Anglický jazyk
Práce s PC: ANSYS, LS-Dyna, Scia Engineer, Autocad, Matlab, Visual Studio
Programovací jazyky: C#, C++

16 Summary

The doctoral thesis deals with an analysis of thermoplastics pipes in a soil environment, in particular, pipes performed by using trenchless technologies. Attention is focused on pipe lining technologies with continuous pipes and close-fit pipes. These technologies are currently widely used in practice.

In the doctoral thesis, the mechanical properties of thermoplastics materials were described. At first, the short-term mechanical properties obtained from a tensile test were introduced. For the tensile test, a methodology for an approximation of true stress-logarithmic strain dependence after a necking formation was invented. The necking formation can be observed in other materials, such as in steel. However, compared to the steel, the characteristic of some thermoplastic materials is that the decreasing of the cross-section area is limited and at some point the necking formation starts to propagate along the length of the specimen. Such behaviour has been confirmed by tensile tests of polyethylene specimens.

Next, the long term mechanical properties of thermoplastic materials were introduced, namely the creep modulus and the creep strength. Instead of elastic the modulus obtained from short-term tests, the creep modulus is used which is obtained from long tests. The creep strength of thermoplastic materials is obtained from long-term tests on pipes loaded by internal pressure. It is important to mention that it is necessary to use long-term values for design or assessment of thermoplastic pipes.

The mechanical properties of soils were briefly described, namely deformation characteristics and strength parameters.

Chosen technologies for creation of new pipelines or rehabilitation of existing ones were described in terms of their implementation, static effects and their advantages and disadvantages. Also, the classification of trenchless technologies and terminology according to the current standards were introduced.

The methodology according to the German advisory leaflet ATV-DVWK-A 127E [44] for static assessment of pipes used for drains and sewers was introduced. For static assessment, the leaflet takes into account trench shapes, dimensions and material of a pipe, a soil environment, covering and embedding conditions and loads.

Next, the methodology according to the German advisory leaflet ATV-M 127E [45] for static assessment of rehabilitated drains and sewers using lining and assembly procedures was introduced. When assessing a new pipe, the leaflet takes into account the condition of the old pipe, geometry, materials and loads in a particular way. The leaflet distinguishes three geometrical imperfections, namely locally limited prestrain, articulated ring prestrain (ovality) and gap formation (annular gap).

Then, the methodology according to the American standard ASTM F1606 [47] for static assessment of thermoplastic pipes used for the rehabilitation of existing sewers and conduits was introduced. The standard is especially intended for the installation of deformed polyethylene liners. The standard takes into account dimensions and material of the new pipe, loads and an influence of the soil and host (old) pipe adjacent to the liner in a simplified form.

The material of the pipe is an important parameter influencing its load-bearing

capacity, deformation and stability. The introduced methodology according to the German advisory leaflets [44], [45] simplifies dependency of the creep modulus on stress, temperature and time and dependency of creep strength on temperature and time for high-density polyethylene. The methodology defines only two discrete values of both quantities, namely short-term and long-term. By comparison of values of mechanical quantities for chosen thermoplastic materials according to the various standards (leaflets), a certain inconsistency has been found. The American standard [47] also assumes only a discrete value of the creep modulus.

According to the German advisory leaflets [44], [45], it is necessary to assess pipes with respect to their design lifetime based on three criteria. These are stress, deformation and the results of stability assessment. However, according to the American standard [47], the pipe assessment is performed only for the stability criterion.

For numerical analyses, the constitutive relations play an important role. The attention was focused on elastoplastic, viscoelastic and elasto-viscoplastic material models. The derivation of these material models is introduced in more detail for one-dimensional case. The derivation is introduced for various types of material hardening. Then, for elastoplastic material models, the generalization for three-dimensional case is introduced. The attention is also focused on a numerical integration for one-dimensional and also three-dimensional cases. Base on the introduced theory, the new chosen material models have been created for the ANSYS programme system, for example the material model with Mises yield criterion and various hardening functions, Drucker-Prager material model with the hyperbolic form of the yield criterion and with a hardening or a softening.

Experiments of polyethylene pipes loaded by external hydrostatic pressure were performed. For the experiments, it was necessary to design and produce test equipment. Based on the numerical analyses, a steel pressure chamber in a shape of a cylinder, to which the tested pipes could be inserted, was designed. For a determination of the material mechanical properties of the tested pipes, the short-term tensile tests and bending tests were performed. The tensile tests confirmed that the mechanical properties of polyethylene material are rate dependent.

The aim of the experiments was to determine the critical hydrostatic pressure at loss of the pipe stability and identify the behaviour of the pipe during its loading, especially at loss of its stability. The pipes with different dimensions and at various surrounding conditions were tested. The variants of the surrounding conditions are the free pipe (the variant A), the pipe placed in a steel pipe (the variant B) and the pipe in a soil (the variant C). The variant B represents the trenchless technologies like pipe lining technologies with continuous pipes and close-fit pipes. During the experiments, almost all polyethylene pipes were slowly deformed (except of the one pipe at the variant C) and significant dynamics effects did not occur. It turned out that the pressure in the pressure chamber was significantly decreased during a loss of the pipe stability. At variants A and C, the pipe lost the stability in the form of an ovalization. At the variant B, the pipe at first lost the stability in the form of an ovalization as at the variants A and C. Thereafter, steel pipe supported the polyethylene pipe and during further loading, the polyethylene pipe lost the stability at which the pipe wall snapped-trough to the „U“ shape. From the camera placed

inside of the tested pipes, it was found that the deformation of the pipe after its loss of the stability at all variants localizes to the limited region in the middle of the pipe. After the internal surfaces of the pipes were touched, the deformation started to develop along the pipe length. At the variants A and C, the resulting deformation was determined approximately in the shape of „∞“. At the variant B, the resulting deformation was determined in the shape of „U“. Next, it turned out that at the variants A and C, the shape of the pipe after its deformation can be predicted with high probability based on its measured geometry.

The experiments of the polyethylene pipes loaded by external hydrostatic pressure were numerically simulated using finite element method (FEM) in the ANSYS programme system. The numerical models were created for different pipes dimensions and for chosen surrounding conditions. The analyses were performed with various material models. The parameters of the material models were calibrated and validated on tensile and bending tests. The results of the numerical analyses were compared with the results from the experiments. Base on the comparison, the conclusions and the recommendations for the numerical simulation of the pipes loaded by the external hydrostatic pressure were defined.

Based on the results from the numerical analyses, it can be stated that the numerical model with linear elastic behaviour with the elastic modulus corresponding to the given strain rate is sufficient for the determination of the critical external hydrostatic pressure at the variant A or of the first critical hydrostatic pressure at the variant B. Eventually, it convenient to use the numerical model with viscoelastic behaviour which takes into account strain rate. This applies for the pipes with a higher dimension ratio at which the yield stress is not reached during their loss of the stability. For the pipes with a lower dimension ratio, it is necessary to use a numerical model which takes into account plastic behaviour of the material.

The numerical models did not predict the correct displacement development after the loss of the stability of the pipes with usage of the material models with linear elastic and viscoelastic behaviour. For the elastoplastic material models with hardening, it was necessary to choose parameters for given strain rate. However, in general, the strain rate can be different in every material point of a structure and in time. Therefore, the usage of the elastoplastic material model may not be correct. In the analyses, the numerical model with viscoplastic behaviour was also used which taken into account strain rate in the plastic domain. However, for the elastic domain, it was necessary to appropriately enter the parameters for a given strain rate. Ideally, it would be appropriate to use a material model which would correctly take into account both the viscoelastic and viscoplastic material behaviour and would be applicable for large strains. However, such a material model is not implemented in the used version of the ANSYS programme system [42].

The doctoral thesis deals with numerical models according to the advisory leaflet ATV-M 127E [45], which deals with static calculations for the rehabilitation of drains and sewers using lining and assembly procedures. For the structural analysis of new pipes, the advisory leaflet uses coefficients for the determination of internal forces and deformations. The coefficients were obtained based on certain assumptions and with the aid of nonlinear calculations. These assumptions place limitations on the practical design process in some cases. This especially concerns the use of different materials for new pipes, as well as geometrical imperfections in new and old pipes.

Based on the advisory leaflet [45], numerical models were created, which results were verified with the values in the advisory leaflet. However, when verifying the results from the numerical models and from the advisory leaflet, certain inconsistencies were found. For example, for the case of the partially deteriorated old pipe, some disagreements were found for the values of normal force coefficients and of the elastic relative vertical change in the diameter of the new pipe. For the case of the deteriorated old pipe, the dependencies of the normal force coefficients on the ratio of the average radius of the new pipe and its wall thickness for various new pipes external diameters were different.

In the case of the partially deteriorated old pipe, the verified numerical model was modified to represent better polyethylene pipes used for pipe lining technologies with continuous pipes and close-fit pipes. Based on the modified numerical model, the new design diagrams were determined. In addition, the suggestion for the simplification of the assessment according to the advisory leaflet [45] was introduced. The simplification refers to the direct usage of the calculated stress results instead of normal force and bending moment coefficients. The results defined based on the German advisory leaflet [45] were compared with the results determined by the American standard [47]. Based on the comparison, it can be stated that in some cases the stress and deformation criteria can be crucial, especially for liners with a lower dimension ratio. On the other hand, the stability criterion is crucial for liners with a higher dimension ratio. In addition, the assessment for the stability criterion according to the advisory leaflet [45] and the standard [47] is quite different.

In the case of the deteriorated old pipe, the results of the simplified numerical model verified according to the advisory leaflet [45] was compared with the results of the more complex numerical model which better takes into account the pipe-soil interaction. The analyses were performed for various soil types. It was confirmed that the numerical model created according to the assumptions introduced in the advisory leaflet [45] seems to be conservative for assessment of thermoplastic pipes used for pipe lining technologies with continuous pipes and close-fit pipes.