



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STAVEBNÍ
ÚSTAV STAVEBNÍ MECHANIKY

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING
INSTITUTE OF STRUCTURAL MECHANICS

PORUŠOVÁNÍ JEMNOZRNNÉHO CEMENTOVÉHO
KOMPOZITU V BLÍZKOSTI ROZHRANÍ PLNIVA
A MATRICE

FRACTURE OF FINE-GRAINED CEMENT-BASED COMPOSITE IN THE VICINITY
OF AGGREGATE-MATRIX INTERFACE

DISERTAČNÍ PRÁCE
DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE
AUTHOR

Ing. MICHAL VYHLÍDAL

VEDOUCÍ PRÁCE
SUPERVISOR

prof. Ing. ZBYNĚK KERŠNER, CSc.

BRNO 2023

ABSTRAKT

Přechodová oblast mezi zrnem kameniva/výztuží a matricí je považována za nejslabší článek cementových kompozitů a dle některých autorů přímo souvisí s jejich nelineárním (přesněji kvazikřehkým) chováním. Tato práce si klade za cíl ověřit tento obecně uznávaný předpoklad nejslabšího článku za pomoci lomových experimentů a jim odpovídajícím numerických simulací. V experimentální části práce byly vedle tradičních lomových testů využity moderní metody 3D skenování, rastrovací elektronové mikroskopie, chemické analýzy pomocí elektronové mikrosondy a metod měření mechanických vlastností malých objemů – nanoindentace. V numerické části práce byly využity modely založené na zobecněné lineární elastické lomové mechanice i modely moderní určené pro simulace cementových kompozitů, konkrétně model rozetřených trhlin a mikroploškový (Microplane) model. V návaznosti na dosažených výsledcích byla práce doplněna i o kohezivní model simulující chování rozhraní. Výsledky jsou diskutovány a dány do kontextu s již publikovanými pracemi. Hlavním závěrem práce je, že vlastnosti přechodové oblasti nemají na chování cementových kompozitů takový vliv jako samotná adheze mezi inkluzí a přechodovou oblastí, potažmo matricí.

KLÍČOVÁ SLOVA

Cementový kompozit, inkluze, přechodová oblast (ITZ), lomový test, tříbodový ohyb, lomová mechanika, numerická simulace, metoda konečných prvků, nanoindentace, elektronová mikroskopie.

ABSTRACT

The Interfacial Transition Zone (ITZ) between the aggregate grain/reinforcement bar and the matrix is considered to be the weakest element in cementitious composites and is, according to some authors, directly responsible for the nonlinear (more precisely, quasi-brittle) behavior of the composites. The aim of this work is verification of the generally accepted paradigm of the weakest element by means of fracture experiments and corresponding numerical simulations. In the experimental part, in addition to traditional fracture tests, modern methods of 3D scanning, scanning electron microscopy, chemical analysis using an electron microprobe and nanoindentation were used. In the numerical part, models based on generalized linear elastic fracture mechanics as well as modern models intended for the simulation of cement composites, namely crack band model with smeared cracks and the Microplane model, were used. Based on the results, the numerical part was complemented by the Cohesive Zone Material model simulating the behavior of the interface. All results are discussed and put into context with already published work. The main conclusion of the work is that the properties of the ITZ do not have such an influence on the behavior of cement composites as the adhesion between the inclusion and the ITZ, i.e. the matrix.

KEYWORDS

Cement-based composite, inclusion, the Interfacial Transition Zone (ITZ), fracture test, three-point bending, fracture mechanics, numerical simulation, finite element method, nanoindentation, electron microscopy.

Porušování jemnozrnného cementového kompozitu v blízkosti rozhraní plniva a matrice: disertační práce. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav stavební mechaniky, 2023. 218 s. Vedoucí práce prof. Ing. Zbyněk Keršner, CSc., vedoucí-specialista doc. Ing. Jan Klusák, Ph.D.

Prohlášení:

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

Brno

.....

Ing. Michal Vyhlídal
(podpis autora)

Poděkování:

Autor disertační práce děkuje manželce Aleně za neochvějnou podporu, trpělivost a obětavost, s kterou snášela jeho studium. Autor rovněž děkuje svým rodičům za podporu během celého dosavadního studia, díky které bylo autorovi umožněno vystudovat.

Velké poděkování patří vedoucímu disertační práce prof. Ing. Zbyňku Keršnerovi, CSc. za cenné rady a připomínky v průběhu celého doktorského studia. Obrovské díky patří i vedoucímu-specialistovi doc. Ing. Janu Klusákovi, Ph.D. z Ústavu fyziky materiálů AV ČR, v. v. i. za užitečné rady, pomoc a vstřícnost, se kterou vždy v řešení vyvstalých problémů přistupoval.

V neposlední řadě by autor chtěl poděkovat i kolegům a kolegyním, kteří svými střípky přispěli k celkovému posunu v řešení tématu disertační práce.

Práce vznikla na základě řešení výzkumných projektů – **GA16-18702S**, **GA21-08772S** podporovaných Grantovou agenturou České republiky; **FAST-J-18-5355**, **FAST-J-19-6079**, **FAST-J-20-6532**, **FAST-J-21-7497** a **FAST-J-22-8038** podporovaných Vysokým učením technickým v Brně. Chemická analýza byla provedena v rámci projektu ENREGAT na VŠB–TU Ostrava.

OBSAH

Motivace	23
1 Cíle práce	25
2 Současný stav poznání	27
2.1 Přejíhodová vrstva	27
2.2 Lomová mechanika	30
2.2.1 Lineární elastická lomová mechanika	30
2.2.2 Obecný koncentrátor napětí	33
2.2.3 Lomová mechanika rozhraní	34
3 Experimentální část	39
3.1 Lomové testy	39
3.1.1 Zkušební tělesa a materiály	39
3.1.2 Složení zkušebních těles	40
3.1.3 Způsob přípravy koncentrátoru napětí	41
3.1.4 Lomově mechanické vlastnosti materiálů inkluze	43
3.1.5 Lomové zkoušky těles	44
3.2 3D skenování	52
3.2.1 Teorie	52
3.2.2 Metodika	53
3.2.3 Výsledky	54
3.3 Vyhodnocení lomových testů	59
3.3.1 Metodika vyhodnocení	59
3.3.2 Vyhodnocení lomových zkoušek	60
3.4 Lomové testy materiálů horninových inkluzí	62
3.4.1 Chemické složení hornin	64
3.4.2 Fyzikální, mechanické a lomové vlastnosti hornin	65
3.5 Mikrostruktura rozhraní	66
3.5.1 Teorie	66
3.5.2 Výsledky	67
3.6 Nanoindentace	70
3.6.1 Teorie	70
3.6.2 Nanoindentace těles s horninovými inkluzemi	74
3.6.3 Nanoindentace tělesa s ocelovou inkluzí	80
3.7 Chemické složení rozhraní	85
3.7.1 Teorie	85

3.7.2	Metodika	87
3.7.3	Výsledky	88
3.7.4	Diskuze	92
3.7.5	Závěr	93
3.8	Výsledky a diskuze	94
3.9	Závěr experimentální části	99
4	Numerická studie	101
4.1	Kritérium maximálního tangenciálního napětí	101
4.1.1	Teorie	101
4.1.2	Metodika	103
4.1.3	Výsledky	105
4.2	Model CC3DNonLinCementitious2	138
4.2.1	Teorie	138
4.2.2	Numerická studie	139
4.2.3	Výsledky	141
4.3	Microplane model	147
4.3.1	Teorie	147
4.3.2	Numerický model	151
4.3.3	Výsledky	154
4.4	Kohezivní model	162
4.4.1	Teorie	162
4.4.2	Numerický model	164
4.4.3	Výsledky	164
5	Závěr	169
	Curriculum vitae	171
	Literatura	174
	Seznam symbolů, veličin a zkratk	189
	Seznam příloh	199
A	Přílohy	201
	Přílohy	201
A.1	Úprava naměřených dat	201
A.1.1	Úvod a motivace k úpravě surových dat	201
A.1.2	Metodologie	201

A.1.3	Vybrané výsledky	207
A.1.4	Porovnání	208
A.1.5	Závěr	209
A.2	Makra pro vyhodnocení lomových testů	209
A.3	Vybrané části maker v programovacím jazyce Ansys Mechanical APDL	213
A.3.1	Tvorba MKP sítě okolo vrcholu trhliny	213
A.3.2	Vyhodnocení šíření trhliny	216

SEZNAM OBRÁZKŮ

1	Beton v různých měřících.	24
2.1	Mikrostruktura matrice a ITZ.	27
2.2	Rozložení zrn drobného kameniva v matrici a na rozhraní inkluze/matrice.	28
2.3	Idealizované mechanismy přenosu síly.	29
2.4	Složky tenzoru napětí v blízkosti vrcholu trhliny.	30
2.5	Zatěžovací módy tělesa s trhlinou.	32
2.6	Příklady obecných koncentrátorů napětí	34
3.1	Schéma zkušebních těles a konfigurace testu.	40
3.2	Forma s inkluzemi.	41
3.3	Přípravek pro ustálení polohy inkluze.	41
3.4	Příprava koncentrátoru napětí vysokotlakým vodním paprskem.	43
3.5	Příklad zkoušky tříbodovým ohybem.	44
3.6	Ilustrace směrů šíření trhliny.	45
3.7	F - δ diagram pro těleso s ocelovou inkluzí a referenční těleso.	45
3.8	Detail vzestupné větve F - δ diagramů těles s ocelovou inkluzí.	46
3.9	Tělesa po lomových testech.	46
3.10	F - δ diagramy pro tělesa s horninovými inkluzemi a těleso referenční.	47
3.11	Tělesa s horninovými inkluzemi po lomové zkoušce.	48
3.12	F - δ diagramy pro tělesa s polystyrenovými inkluzemi a s otvorem.	49
3.13	Tělesa po lomové zkoušce těles s XPS inkluzí a otvorem.	49
3.14	F - δ diagramy pro tělesa se zářezem vytvořeným diamantovým kotoučem a vodním paprskem.	51
3.15	Referenční tělesa po lomových zkouškách.	51
3.16	Tělesa s ocelovou inkluzí po lomových zkouškách.	51
3.17	Princip stereovidění dle [77].	53
3.18	Příklady naskenovaných těles.	54
3.19	Plochy ligamentu – první měřicí kampaň.	55
3.20	Plochy ligamentu – druhá měřicí kampaň.	56
3.21	Plochy ligamentu – čtvrtá měřicí kampaň.	57
3.22	Vyhodnocení lomových zkoušek.	61
3.23	Vzorky hornin použité pro přípravu inkluzí po lomových zkouškách.	62
3.24	Mikrostruktura studovaných hornin.	64
3.25	Mikrostruktura matrice charakterizovaná SEM.	68
3.26	Mikrostruktura rozhraní ocel–matrice.	68
3.27	Mikrostruktura rozhraní amfibolit–matrice	69
3.28	Mikrostruktura rozhraní čedič–matrice	69
3.29	Mikrostruktura rozhraní žula–matrice.	70

3.30	Mikrostruktura rozhraní mramor–matrice.	70
3.31	Zatěžovací diagramy použité pro nanoindentace.	71
3.32	Geometrie hrotu Berkovich dle [40].	71
3.33	Geometrie hrotu cube corner dle [40].	71
3.34	Schématické znázornění příčného řezu vtisku dle [117].	73
3.35	Snímky rozhraní matrice–inkluze.	75
3.36	Příklad rozmístění indentů v případě tělesa s mramorovou inkluzí [195].	76
3.37	Modul pružnosti E zjištěný nanoindentací [195].	77
3.38	Tvrdość H zjištěná nanoindentací [195].	77
3.39	Vtiskové tečení C_{IT} zjištěné nanoindentací [195].	78
3.40	Porovnání výsledků modulu pružnosti E pro jednotlivé materiály inkluze [195].	78
3.41	Srovnání výsledků tvrdosti H pro jednotlivé materiály inkluze [195].	79
3.42	Srovnání výsledků vtiskového tečení C_{IT} pro jednotlivé materiály inkluze [195].	79
3.43	Ilustrační fotografie měřeného vzorku a oblasti nanoindentace [118].	80
3.44	Rozmístění indentů u tělesa s ocelovou inkluzí.	81
3.45	Příklad zatěžovacího diagramu síly F v závislosti na hloubce zatlačení h [118].	81
3.46	Průběh tvrdosti H v závislosti na poloze indentu (vlevo), detail [118].	82
3.47	Izoplochy tvrdosti H v oblasti matrice/ITZ.	82
3.48	Průběh modulu pružnosti E v závislosti na poloze indentu (vlevo), detail [118].	83
3.49	Izoplochy modulu pružnosti E v oblasti matrice/ITZ.	83
3.50	Pohled na matici okolo ocelové inkluze s velkými defekty.	84
3.51	Příklad mikrostruktury cementové pasty na rozhraní ocel–matrice.	86
3.52	Mikrostruktura oblastí pro chemickou analýzu (foto dr.inž. Górecki).	87
3.53	Prvková mapa chemického složení (foto dr.inž. Górecki [63]).	88
3.54	Mikrostruktura první oblasti s mapami jednotlivých chemických prvků (foto dr.inž. Górecki [63]).	89
3.55	Prvková mapa chemického složení (foto dr.inž. Górecki [63]).	90
3.56	Mikrostruktura druhé oblasti s mapami jednotlivých chemických prvků (foto dr.inž. Górecki [63]).	90
3.57	Prvková mapa chemického složení (foto dr.inž. Górecki [63]).	91
3.58	Mikrostruktura třetí oblasti s mapami jednotlivých chemických prvků (foto dr.inž. Górecki [63]).	92
3.59	Prvkové mapy Al a S pro jednotlivé oblasti.	93
3.60	Vliv lomově mechanických vlastností materiálů inkluze.	96

4.1	(a) Síť okolo vrcholu trhliny, (b) globální a lokální maxima $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ v jednotlivých materiálech [86].	102
4.2	Detaily sítě konečných prvků okolo míst s vysokými gradienty napětí.	104
4.3	Geometrie modelu společně s konečno prvkovou sítí a okrajovými podmínkami.	105
4.4	Izoplochy hlavního napětí σ_1	106
4.5	F - $CMOD$ diagram referenčních těles (černá přerušovaná čára) na pozadí s naměřenými diagramy.	106
4.6	Graf kritické síly F_{crit} v závislosti na d s naměřenými hodnotami F_{max} na pozadí.	106
4.7	Model tělesa s polygonálním otvorem.	107
4.8	Detail sítě konečných prvků	108
4.9	Graf napětí $\sigma_{\theta\theta}$ /kritické síly F_{crit} v závislosti na integrační délce d (vlevo); izoplochy napětí $\sigma_{\theta\theta}$	109
4.10	Graf závislosti kritické síly F_{crit} na délce trhliny a lomové houževnatosti.	109
4.11	Vypočtený F - $CMOD$ diagram s experimentálními výsledky na pozadí.	110
4.12	Vzájemná poloha zářezu a vrcholu inkluze.	111
4.13	Schéma zkušební vzorku s rozměry polohy trhliny h_{trh} a otvoru h_{spa}	112
4.14	Graf závislosti iniciační síly F_{crit} na poloze trhliny h_{trh} a otvoru h_{spa} pro délku trhliny $a_0 = 12$ mm.	112
4.15	Izoplochy 1. hlavního napětí pro $h_{trh} = 0$ mm a pro (zleva) $h_{spa} = -3$ mm; $h_{spa} = -1,5$ mm; $h_{spa} = 0$ mm	113
4.16	Těleso s ocelovou inkluzí po lomové zkoušce.	114
4.17	Mikrostruktura rozhraní ocel-matrice charakterizovaná SEM prostřednictvím detekce SE (foto Dr. Bayer).	114
4.18	Geometrie modelu, včetně sítě konečných prvků a okrajových podmínek.	115
4.19	Síť konečných prvků okolo vrcholu trhliny (vlevo) a spodního rohu inkluze.	115
4.20	Síť konečných prvků okolo rohů inkluze (zleva) – spodní, levý, horní.	115
4.21	Vývoj hlavního napětí σ_1 pro $a_0 = 12; 12,5$ a 13 mm (zleva).	116
4.22	Graf vývoje kritické síly F_{crit} v závislosti na délce trhliny a_0 pro těleso s STE inkluzí (vlevo); referenční těleso.	117
4.23	Graf vývoje střední hodnoty tangenciálního napětí resp. kritické síly na směru šíření trhliny.	118
4.24	Graf vývoje kritické síly v závislosti na počáteční délce trhliny a delaminaci	118
4.25	Izoplochy hlavního napětí; graf kritické síly v závislosti na integrační délce.	118
4.26	Izoplochy hlavního napětí σ_1 (vlevo); graf kritické síly F_{crit} v závislosti na integrační délce d pro referenční tělesa.	119
4.27	Izoplochy hlavního napětí σ_1 pro jednotlivé fáze šíření trhliny podél rozhraní mezi spodním a levým rohem inkluze.	119

4.28	Graf kritické síly F_{crit} v závislosti na relativní délce trhliny.	120
4.29	Izoplochy hlavního napětí σ_1 (vlevo), graf $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ v závislosti na směru šíření trhliny θ	120
4.30	Graf kritické síly F_{crit} v závislosti na lomové houževnatosti ITZ $K_{\text{Ic,ITZ}}$ (vlevo); kritické síly F_{crit} v závislosti na integrační délce d (vpravo).	121
4.31	Izoplochy hlavního napětí σ_1 pro jednotlivé fáze šíření trhliny podél roz- hraní mezi levým a horním rohem inkluze.	121
4.32	Vývoj hlavního napětí σ_1 pro šíření trhliny podél rozhraní mezi levým a horním rohem inkluze.	122
4.33	Izoplochy hlavního napětí σ_1 (vlevo); graf distribuce střední hodnoty tan- genciálního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ v závislosti na směru šíření trhliny θ	123
4.34	Graf závislosti kritické síly F_{crit} na směru šíření trhliny θ (vlevo) a délce integrační oblasti d	123
4.35	Vývoj hlavního napětí σ_1 pro šíření trhliny z horního rohu inkluze.	123
4.36	Graf popisující vývoj kritické síly F_{crit} v závislosti na hodnotě z -ové sou- řadnice v tělese s ocelovou inkluzí.	124
4.37	Vývoj hlavního napětí σ_1 pro případ šíření trhliny z levého rohu inkluze a $K_{\text{Ic,ITZ}} > 0,75 \cdot K_{\text{Ic,MTX}}$	124
4.38	Graf popisující vývoj kritické síly F_{crit} v závislosti na hodnotě z -ové sou- řadnice v tělese s ocelovou inkluzí pro případ dokonalé adheze.	125
4.39	Graf popisující vývoj kritické síly F_{crit} v závislosti na hodnotě z -ové sou- řadnice v referenčním tělese.	125
4.40	Graf popisující vývoj kritické síly F_{crit} v závislosti na hodnotě z -ové sou- řadnice.	126
4.41	Izoplochy tangenciálního napětí $\sigma_{\theta\theta}$ pro vrchol trhliny v horním rohu oce- lové inkluze (vlevo), graf průměrného tangenciálního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ v závislosti na polárním úhlu θ (směru potenciálního šíření trhliny).	128
4.42	Graf závislosti kritické síly F_{crit} na směru šíření trhliny θ (vlevo), detail.	129
4.43	Izoplochy tangenciálního napětí $\sigma_{\theta\theta}$ pro vrchol trhliny v levém rohu ocelové inkluze (vlevo), graf průměrného tangenciálního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ v závislosti na polárním úhlu θ (směru potenciálního šíření trhliny).	129
4.44	Graf závislosti kritické síly F_{crit} na směru šíření trhliny θ (vlevo), detail.	129
4.45	Graf popisující odhad $K_{\text{Ic,ITZ}}$ v závislosti na hodnotě d	130
4.46	F - $CMOD$ diagram těles s amfibolitovou inkluzí na pozadí s referenčním tělesem (vlevo), detail vzestupné větve.	133
4.47	Pozorované šíření trhliny během lomových zkoušek těles s amfibolitovou inkluzí.	134
4.48	Geometrie modelu a ilustrace sítě konečných prvků.	134

4.49 Šíření trhliny pro ideální adhezi a nedokonalou adhezi (vlevo), vypočtený F - $CMOD$ diagram.	135
4.50 Sken obou polovin tělesa 1_IV_BF_AMP_2 se zakótovanými rozměry kaveren, dutin a pórů.	136
4.51 3D graf závislosti kritické síly na hodnotě počáteční pravé a levé delaminace.	137
4.52 Exponenciální pracovní diagram trhliny.	139
4.53 Schéma výpočetního modelu tříbodově namáhaného trámce v MKP programu ATENA.	140
4.54 Vypočtený F - δ diagram tělesa pouze z matrice na pozadí měření.	141
4.55 (a) Vypočtený rozvoj trhlin v referenčním tělese, (b) sledovaný způsob porušení.	142
4.56 Vypočtený F - δ diagram tělesa s ocelovou inkluzí na pozadí měření.	142
4.57 (a) Vypočtený rozvoj trhlin v tělese s ocelovou inkluzí, (b) sledovaný způsob reálného porušení.	143
4.58 Vypočtený F - δ diagram tělesa s ocelovou inkluzí s ITZ na pozadí měření.	144
4.59 Vypočtený rozvoj trhlin v tělese s inkluzí a ITZ.	144
4.60 (a) Geometrie modelu, včetně konečno prvkové sítě, (b) trasování kabelů předpínací výztuže.	146
4.61 Vzepětí nosníku od předpětí.	146
4.62 Zatěžování nosníku a s tím spojený vznik prvních trhlin.	146
4.63 Konečno prvková síť nosné konstrukce mostu (včetně mostovky).	147
4.64 Geometrický model s konečno prvkovou sítí referenčního tělesa.	152
4.65 Geometrický model s konečno prvkovou sítí tělesa s inkluzí.	152
4.66 Izoplochy 1. hlavního plastického přetvoření ε^{Pl}	154
4.67 Vypočtený F - δ diagram tělesa pouze z matrice na pozadí měření.	155
4.68 Izoplochy 1. hlavního plastického přetvoření ε^{Pl}	155
4.69 Izoplochy 1. hlavního plastického přetvoření ε^{Pl}	156
4.70 Vypočtený F - δ diagram tělesa s ocelovou inkluzí a jeho porovnání s F - δ diagramem ze SW ATENA.	156
4.71 Geometrický model s konečno prvkovou sítí tělesa s inkluzí a ITZ (detail).	156
4.72 Izoplochy 1. hlavního plastického přetvoření ε^{Pl} – (a) globální pohled, (b) detail.	157
4.73 Vypočtený F - δ diagram tělesa s ocelovou inkluzí s ITZ a jeho porovnání s experimentálně naměřenými daty.	157
4.74 Detail izoploch 1. hlavního plastického přetvoření ε^{Pl} – (a) iniciace trhliny ze zářezu, (b) iniciace trhliny z horní hrany inkluze a (c) finální fáze šíření.	158
4.75 Vypočtený F - δ diagram tělesa s ocelovou inkluzí, ITZ a kontakty (na pozadí s experimentálně naměřenými hodnotami).	158

4.76	Detail izoploch 1. hlavního plastického přetvoření ε^{pl} – (a) iniciace trhliny ze zářezu, (b) iniciace trhliny z horní hrany inkluze a (c) finální fáze šíření.	159
4.77	Vypočtený F - δ diagram tělesa s otvorem (na pozadí s experimentálně naměřenými hodnotami).	159
4.78	Podstata kohezivního modelu dle [138].	162
4.79	Separace módů dle [138].	162
4.80	Exponenciální průběh normálového napětí.	163
4.81	Vypočtené F - δ diagramy referenčního tělesa – parametrická studie.	164
4.82	Vypočtený F - δ diagram tělesa s inkluzí s ITZ.	165
4.83	Vypočtený F - δ diagram tělesa s inkluzí s ITZ – hladký povrch.	165
4.84	Izoplochy separace rozhraní [mm].	166
4.85	Vypočtený F - δ diagram tělesa s inkluzí.	166
4.86	Izoplochy separace rozhraní [mm].	167
4.87	Diagram závislosti síly F_{max} na hodnotě adheze σ_{max} .	167
A.1	Diagram síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ (vlevo); detail vzestupné větve F - δ diagramu (vpravo).	202
A.2	Diagram síly F v závislosti na čase t (vlevo); detail vzestupné větve F - t diagramu (vpravo).	202
A.3	Diagram síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ (vlevo); diagram síly F v závislosti na čase t (vpravo).	203
A.4	Detail diagramu síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ .	203
A.5	Aproximace bodů metodou nejmenších čtverců (vlevo); posunutý a doplněný graf vzestupné větve F - δ diagramu (vpravo).	204
A.6	Diagram síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ (vlevo); diagram síly F v závislosti na čase t (vpravo).	205
A.7	Diagram síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ (vlevo); diagram síly F v závislosti na čase t (vpravo).	205
A.8	Diagram síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ (vlevo); porovnání upraveného diagramu 1_IV_BF_2 s naměřenými diagramy z předchozí kampaně (vpravo).	206
A.9	Diagram síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ (vlevo); porovnání upraveného diagramu 1_IV_BF_2 s naměřenými diagramy z předchozí kampaně (vpravo).	207
A.10	Diagram síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ pro zkušební tělesa.	207
A.11	F - δ diagram s vyznačenými hodnotami využitými ve vyhodnocovacích makrech.	209

SEZNAM TABULEK

2.1	Klasifikace povrchů dle drsnosti R_t	30
3.1	Lomově mechanické parametry materiálů inkluze.	43
3.2	Souřadnice průsečíků větví F - δ diagramů	46
3.3	Zjištěné rozměry těles 1. měřicí kampaně.	55
3.4	Zjištěné rozměry těles 2. měřicí kampaně.	56
3.5	Zjištěné rozměry těles 4. měřicí kampaně.	57
3.6	Porovnání hodnot $A_{lig,m}$ a $A_{lig,c}$	58
3.7	Chemické složení hornin stanovené pomocí XRF spektrometru [%].	65
3.8	Fyzikální a mechanické vlastnosti hornin.	65
3.9	Lomově mechanické vlastnosti hornin.	66
3.10	Korelační koeficienty [-].	79
3.11	Kvantitativní analýza chemického složení první oblasti.	89
3.12	Kvantitativní analýza chemického složení druhé oblasti.	91
3.13	Kvantitativní analýza chemického složení třetí oblasti.	91
3.14	Vliv chemického složení horniny na lomově mechanické parametry horniny	97
3.15	Vliv chemického složení horniny na mikromechanické parametry měřené nanoindentací	97
3.16	Vliv mechanických lomových vlastností horniny na mikromechanické parametry měřené nanoindentací	98
3.17	Korelace mikromechanických parametrů měřených nanoindentací s celkovým lomovým chováním.	98
4.1	Přehled materiálových parametrů použitých v MKP modelu	105
4.2	Přehled materiálových parametrů použitých v MKP modelu.	108
4.3	Střední hodnoty a směrodatné odchytky maximální síly těles s STE inkluzí	113
4.4	Přehled parametrů materiálu použitých v numerickém modelu.	116
4.5	Souřadnice průsečíků.	128
4.6	Hodnoty sil získané z F - $CMOD$ diagramů těles s AMP inkluzí.	133
4.7	Přehled materiálových parametrů použitých v MKP modelu.	134
4.8	Vybrané materiálové parametry použité v MKP modelu.	141
4.9	Elastické konstanty matrice.	152
4.10	Plasticita – vstupní parametry.	153
4.11	Poškození – vstupní parametry.	153
4.12	Nelokální parametry	154
4.13	Parametry exponenciální formy kohezivního modelu.	163
4.14	Odhadnuté hodnoty adheze mezi inkluzí a maticí/ITZ pro materiály inkluze.	168
A.1	Hodnoty W_F a G_F pro různé úpravy diagramů.	208
A.2	Porovnání relativních hodnot specifické lomové energie pro jednotlivé úpravy.	208

MOTIVACE

Betonové konstrukce, jako jsou např. dálniční mosty, přehradní hráze, chladičí věže jaderných elektráren apod., tvoří důležitou infrastrukturu, která by měla sloužit po mnoho generací. Tradičně jsou tyto konstrukce navrženy dle postupů ustanovených v normách (např. ČSN EN 1992-1-1 [146]), které obvykle vycházejí z experimentálních a empirických zkušeností (teorie elasticity a plasticity). Tyto přístupy ovšem nezohledňují existenci vnitřních defektů (dutin, pórů nebo trhlin) a nehomogenit, které mohou vzniknout v konstrukci před započítáním jejího užívání. Tyto vnitřní defekty vedou k existenci singulárních koncentrátorů napětí, které představují slabé místo a fungují jako iniciátory, nebo naopak překážky, šíření trhlin, čímž se stávají faktory ovlivňujícími výslednou životnost konstrukce. Tento přístup k navrhování konstrukcí se nicméně z dlouhodobého hlediska, převážně se zvyšujícími se nároky kladenými na stavební konstrukce, stává neudržitelným.

Nedávné havárie mostních konstrukcí, vyjmenujme nejznámější – Trojská lávka v Praze (2017) [99], Morandiho most v Janově (2018) [103], nadjezd ve Wuxi v provincii Jiangsu v Číně (2019) [194], a dalších budov infrastruktury, příkladem uveďme Champlain Towers South v Miami na Floridě (2021) [19], směřují materiálový výzkum k odhalení podmínek a příčin selhání těchto konstrukcí. Snaha o identifikaci mechanismů porušení podněcuje výzkumníky ke studiu mikrostruktury materiálů a způsobů, jak tato mikrostruktura ovlivňuje vlastnosti (nejen lomově mechanické) těchto materiálů.

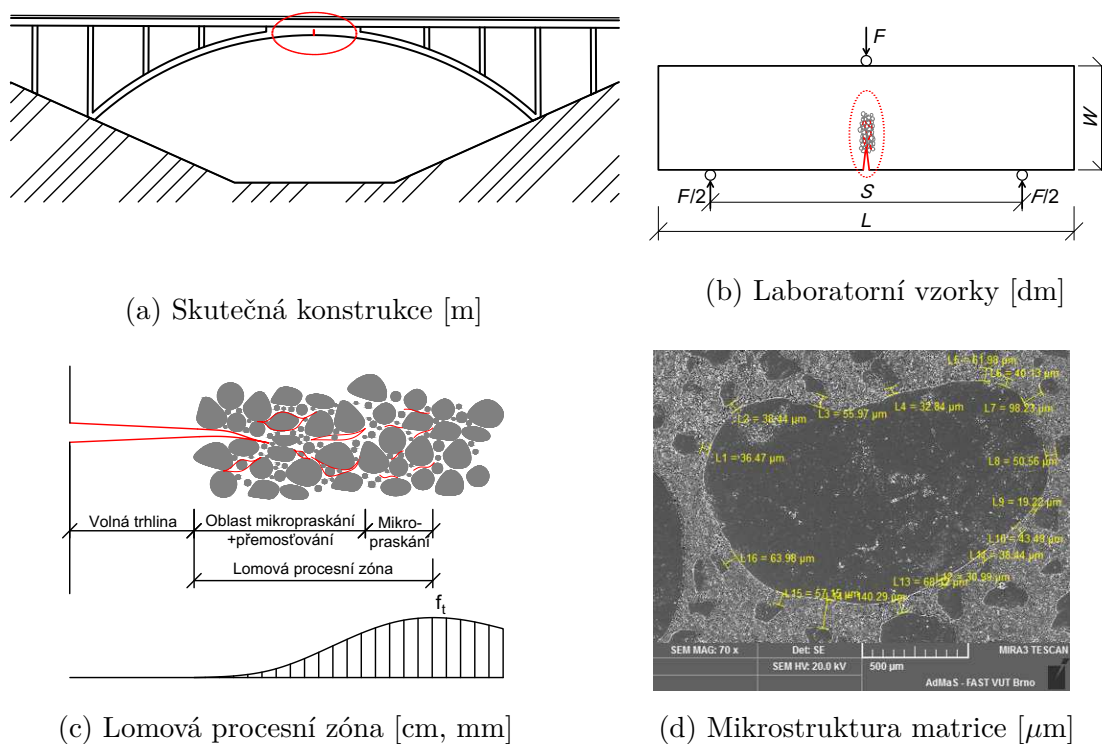
U betonu, jakožto nejrozšířenějšího stavebního kompozitu, je například dobře známá nepřímá úměra mezi pórovitostí a pevností [119] – viz Rov. 1, kde f_c je tlaková pevnost a f_{c0} tlaková pevnost při nulové hodnotě porozity ϕ .

$$f_c = f_{c0}(1 - \phi)^n \quad (1)$$

Dalším příkladem budiž přidání příměsí s velmi malými velikostmi částic (např. křemičitý úlet, popílek), které působí příznivě na pevnost, vodonepropustnost, permeabilitu a zpracovatelnost betonu [115]. Abychom ovšem pochopili tyto experimentálně ověřené závislosti, je nutné se podívat na cementový kompozit mnohem komplexněji a v různých měřítcích v závislosti na předmětu studia.

V makroměřítku [m, dm] odpovídajícím reálným konstrukcím (Obr. 1 a)) i laboratorním tělesům (Obr. 1 b)), je beton považován za homogenní materiál. Nicméně již v mezoměřítku [cm, mm] se beton považuje za dvousložkový kompozit sestávající z hrubého kameniva a matrice. Připomeňme, že toto měřítko je typické pro tvorbu lomové procesní zóny (FPZ – z anglického Fracture Process Zone) před čelem existující trhliny (Obr. 1 c)). V této oblasti se materiál postupně tahově změkčuje vlivem

mikropraskání a přemostování trhliny zrny plniva, případně dalších zhouževnatujících procesů. Je zřejmé, že tato oblast souvisí s nelineárním, přesněji kvazikřehkým, chováním betonových konstrukcí – schopnost přenést zatížení pokračuje i po odchýlení od lineární větve diagramu síla (F)–posun (δ) až do vrcholu a následnému snížení zatěžovací síly až do porušení, tzv. tahové změkčení [82, 142]. Na Obr. 1 c), stejně jako ve skutečnosti, si lze povšimnout, že trhlina se iniciuje převážně na rozhraní hrubé kamenivo–matrice. Pro pochopení formování a fungování FPZ je tedy nutné věnovat se dějům poblíž rozhraní. Za tímto účelem je nutné přejít o úroveň níže a zabývat se studiem mikrostruktury matrice. Při bližším studiu mikrostruktury bylo zjištěno [53], že v blízkém okolí zrna hrubého kameniva či výztuže se nachází oblast, zvaná přechodová vrstva (ITZ – z anglického **T**he **I**nterfacial **T**ransition **Z**one), s výrazně odlišnou mikrostrukturou a vlastnostmi od zbylé matrice. Tato vrstva tloušťky nanejvýš několik desítek μm je předmětem studia od 50. let minulého století [53] a dle několika autorů [61, 62, 140] přímo souvisí s formováním FPZ, a tím i s kvazikřehkým chováním konstrukcí vyrobených z cementových kompozitů.



Obr. 1: Beton v různých měřítcích.

1 CÍLE PRÁCE

Stěžejním cílem disertační práce je upřesnění vlivu rozhraní matrice–plnivo (zrno kameniva), resp. přechodové vrstvy (ITZ) formující se na tomto rozhraní, na lomové chování cementových kompozitů. Za tímto účelem byla navržena speciální tělesa z jemnozrnného cementového kompozitu s inkluzí z různých materiálů, která byla opatřena koncentrátorem napětí a zkoušena v konfiguraci tříbodového ohybu. Pro pokročilé vyhodnocení zkoušek byla vybraná tělesa po lomových zkouškách naskenována pomocí 3D skeneru. Vyhodnocení lomových zkoušek proběhlo dle modelu efektivní délky trhliny [82], který je vhodný pro kvazikřehké materiály.

Dílčím cílem vyhodnocení je stanovení vlivu lomově mechanických parametrů materiálu inkluze na výsledné chování těles. Za účelem získání informací o lomově mechanických vlastnostech ITZ byly rovněž provedeny na ČVUT v Praze prof. J. Němečkem nanoindentační zkoušky [118, 195], jejichž vyhodnocení tvoří významnou část disertační práce. Dílčím cílem vyhodnocení nanoindentačních zkoušek je stanovení vlivu chemického složení vybraných materiálů inkluze na vlastnosti rozhraní. Pro stanovení chemického složení ITZ byla na tělese s ocelovou inkluzí provedena, mimo nanoindentace, i chemická analýza pomocí elektronové mikrosondy na VŠB–TU Ostrava pod vedením Dr. A. Martause. V neposlední řadě jsou experimentální měření doplněna o snímky mikrostruktury rozhraní, které umožňují nahlédnout na minerály tvořící rozhraní a pomáhají tak při stanovení vlivu chemického složení materiálů inkluze.

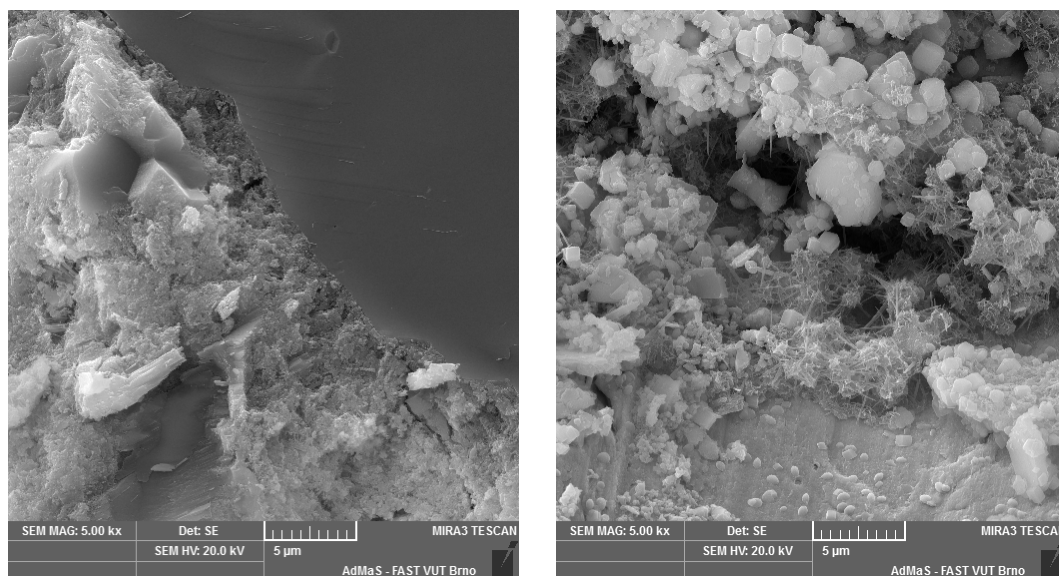
Cílem numerické části disertační práce je inverzní identifikace lomových vlastností rozhraní pomocí numerických simulací, včetně identifikace výrazných bodů v experimentální části. V rámci těchto simulací jsou ověřeny i předpoklady o výrazném vlivu ITZ na lomové chování cementových kompozitů s trhlinou v blízkosti materiálových rozhraní. Pro tento účel se využijí rozličné materiálové modely, konkrétně modely založené na zobecněné lineární elastické lomové mechanice, nelineární mechanice určené pro simulaci chování kvazikřehkých materiálů a modely určené pro simulaci delaminace.

V poslední části, která je tvořena závěrem, jsou výrazné výsledky rekapitulovány a zhodnoceny v návaznosti na současný stav poznání.

2 SOUČASNÝ STAV POZNÁNÍ

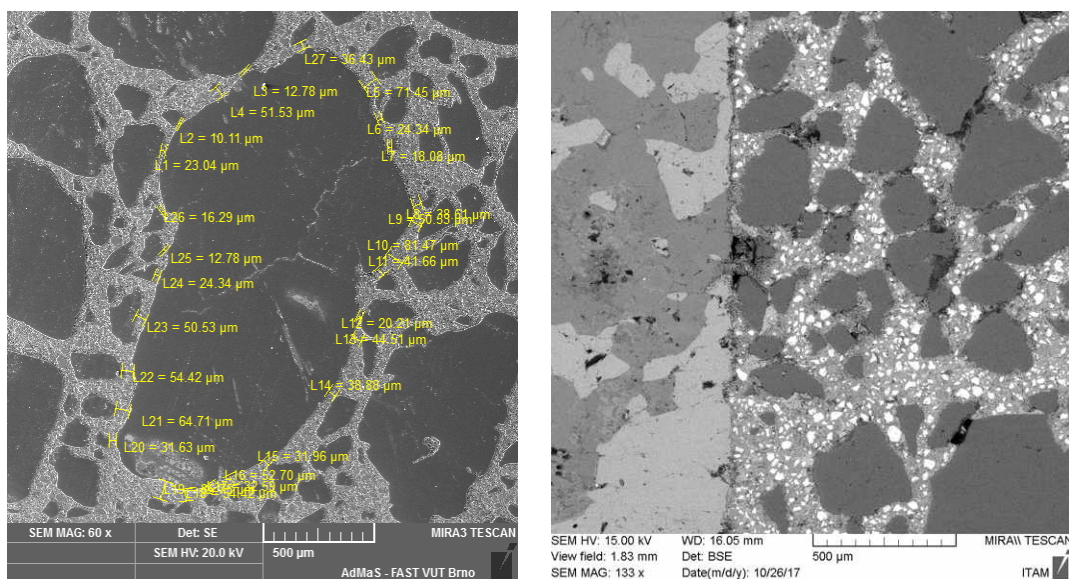
2.1 Přejchodová vrstva

Přejchodová vrstva (ITZ) je oblast matrice okolo zrna hrubého kameniva, příp. výztuže, s výrazně odlišnou mikrostrukturou [53], viz Obr. 2.1. Tato odlišnost mikrostruktury je při použití běžného Portlandského cementu výrazná do vzdálenosti cca $50\ \mu\text{m}$ od zrna kameniva, přičemž je nutné podotknout, že se nejedná o separační vrstvu, ale vrstvu přechodu, a je obtížné přesně stanovit její počátek [41, 140]. Na povrchu kameniva se nachází tenký povlak tloušťky $1\ \mu\text{m}$, tzv. „*duplex film*“, sestávající z vrstvy hydroxidu vápenatého (CH) a tenké vrstvy krátkých vláken C-S-H gelu [26]. Další, kontaktní vrstvu tvoří především CH krystaly, které jsou orientovány kolmo k povrchu kameniva [151], [198]. Zbýlý prostor tvořící ITZ je vyplněn šestiúhelníkovými CH krystaly tloušťky okolo $1\text{--}2\ \mu\text{m}$ a shluky dlouhých ettringitových jehlic [42].



Obr. 2.1: Mikrostruktura matrice (vlevo), mikrostruktura ITZ (rozhraní matrice–ocel); foto Dr. P. Bayer.

Na původ přechodové vrstvy existuje mnoho teorií [41, 139, 140], nicméně žádná z nich nebyla zatím dostatečně potvrzena. Nejrozšířenější teorie [139, 140] přisuzuje původ ITZ v narušení hromadění cementových zrn u povrchu kameniva/výztuže, které se pro tato cementová zrna stává neprostupnou zdí – odtud samotný název *wall effect*. Při řešení výzkumných projektů se ukázalo, že tento stěnový efekt je možno aplikovat i na rozložení drobného kameniva v cementovém kompozitu (viz Obr. 2.2). Z Obr. 2.2 je patrné, že vzdálenost mezi drobnými zrny kameniva je u rozhraní nerovnoměrná a značně převyšuje vzdálenost v běžné matrici.



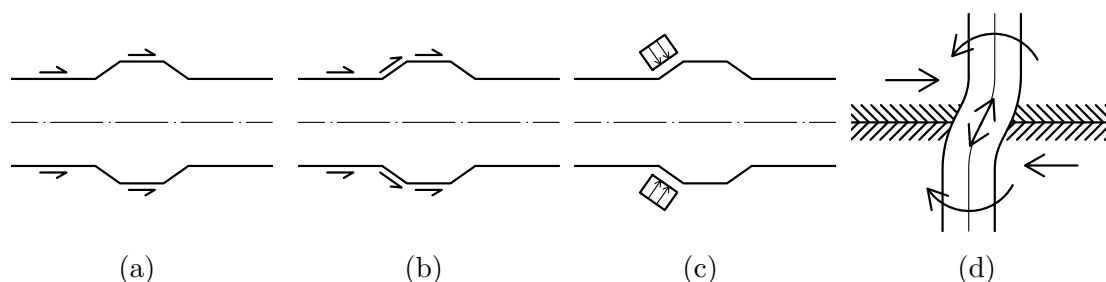
Obr. 2.2: Rozložení zrn drobného kameniva v matrici (vlevo) a na rozhraní inkluze/matrice; foto Dr. P. Bayer a prof. J. Němeček (ČVUT).

Předmětem výzkumu přechodové vrstvy ovšem není mikrostruktura, jak by se z předchozího textu mohlo zdát, ale především její lomově mechanické vlastnosti, které dosahují, ve srovnání s okolní matricí, nižších hodnot [89, 195]. Tyto nižší hodnoty jsou důsledkem lokálního nárůstu vodního součinitele a porozity v této vrstvě. Na základě modelů a experimentálních výsledků je porozita v oblasti ITZ 2–3× vyšší než porozita okolní matrice, přičemž nejpatrnější je tato změna v prvních 20 μm od povrchu kameniva/výztuže [30, 141], což je v dobré korelaci s lokálním zvýšením vodního součinitele až o 0,05 [140]. Porozita v přechodové oblasti nicméně klesá se zráním betonu. V brzkých stádiích je tento jev přisuzován pokračující hydrataci nehydratovaných cementových zrn z důvodu vyššího obsahu vody okolo zrn kameniva, zatímco v delším časovém horizontu je redukce porozity důsledkem migrace iontů a s ní souvisejícím ukládáním hydrátů v přechodové oblasti [30]. S porozitou souvisí i efektivní koeficient difuze chloridových iontů, který je v ITZ 6–12× vyšší než v okolní matrici [30, 31], což je nebezpečné pro případ degradace výztuže korozí.

Na základě uvedených poznatků je v poslední době věnována pozornost modifikaci ITZ, což je důležité zejména u vysokohodnotných (HPC) betonů. Modifikace je založena na přidání příměsí z materiálů obsahujících částice s velikostí v řádech nanometrů, které příznivě působí jako výplň pórů, případně se částice přímo podílí na hydratačním procesu [121]. Nejčastěji používanou příměsí je křemičitý úlet, který kromě funkce mikroplniva rovněž redukuje porozitu ITZ a s tím související vyšší lokální vodní součinitel [59]. Dáme-li si tyto informace do širšího kontextu uvedeného v úvodní kapitole nazvané „Motivace“, je zřejmé, že ITZ významně ovlivňuje chování cementových kompozitů.

Adheze mezi ITZ a kamenivem

Při zkoumání vlivu ITZ na lomové chování cementového kompozitu je nutné zaměřit se i na samotný mechanismus adheze/vazby mezi ITZ a kamenivem/výztuží. Samotná adheze je výsledkem různých mechanismů – chemické adheze, tření, mechanického zamykání, příp. hmoždinkového efektu výztuže kolmé k rozhraní [100, 129].



Obr. 2.3: Idealizované mechanismy přenosu síly – (a) chemická vazba, (b) tření, (c) mechanické zamykání, (d) hmoždinkový efekt; dle [100, 129].

Hmoždinkový efekt výztuže protínající rozhraní je výsledkem vzájemného posunu horního a spodního konce výztuže v důsledku smykových sil podél rozhraní. Přenos těchto sil je zajištěn ohybovým, smykovým a axiálním působením ve výztužných prutech [129].

Mechanické zamykání je výsledkem sil působících kolmo na žebírka výztuže/zrna kameniva. Tento mechanismus přenosu se uplatňuje pouze v případě nadměrné a nepravidelné drsnosti, kdy zrna kameniva/žebírka výztuže dostatečně vystupují od povrchu [129].

Tření je výsledkem sil působících kolmo na rozhraní a závisí na míře drsnosti rozhraní. Ve FIB Model Code 2010 [54] jsou uvedeny hodnoty součinitele tření μ v závislosti na drsnosti rozhraní R_t , viz Tab. 2.1.

Chemická adheze může, i přes poměrně malé hodnoty pevnosti, výrazně ovlivnit celkovou smykovou odolnost. Mechanismus je výsledkem chemické a fyzikální vazby vzniklé v důsledku Van der Waalsových sil. Uplatňuje se v případě, když je vzájemný posun ploch na rozhraní malý, v opačném případě vymizí. Velikost je silně závislá na skutečném povrchu kontaktní plochy, kvalitě, složení a vlastnostech (např. pórovitosti) betonu [129]. Doporučené hodnoty jsou uvedeny v Tab. 2.1.

Tab. 2.1: Klasifikace povrchů dle drsnosti R_t .

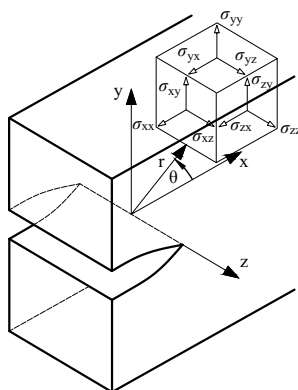
Kategorie	R_t [mm]	Chemická vazba [MPa]	Součinitel tření μ [-]
Hladký	$< 1,5$	0,5–1,5	0,5–0,7
Drsný	$\geq 1,5$	1,5–2,5	0,8–1,0
Velmi drsný	≥ 3	2,5–3,5	1,1–1,4

2.2 Lomová mechanika

V této podkapitole budou stručně představeny základy lineární elastické lomové mechaniky a zobecněné lineární elastické lomové mechaniky.

2.2.1 Lineární elastická lomová mechanika

Lineární elastická lomová mechanika (LELM) se zabývá chováním trhliny v homogenních, izotropních a lineárně elastických materiálech, včetně studia a popisu pole napětí a posunutí v blízkosti vrcholu trhliny, a podmínek jejího šíření [3, 153].



Obr. 2.4: Složky tenzoru napětí v blízkosti vrcholu trhliny.

Pole napětí lze vyjádřit pomocí Airyho funkce napětí Φ (Rov. 2.1)

$$\sigma_{rr} = \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial \theta^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \Phi}{\partial \theta}, \quad \sigma_{\theta\theta} = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial r^2}, \quad \sigma_{r\theta} = -\frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{r} \frac{\partial \Phi}{\partial \theta} \right), \quad (2.1)$$

která splňuje následující biharmonickou rovnici:

$$\nabla^2 \nabla^2 \Phi = 0, \quad (2.2)$$

kde ∇^2 je Laplaceův operátor (viz Rov. 2.3) v polárních souřadnicích (r, θ) s počátkem ve vrcholu trhliny – viz Obr. 2.4.

$$\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \quad (2.3)$$

K řešení zmíněné biharmonické rovnice je možné přistoupit mnoha způsoby, např. pomocí metody komplexních potenciálů [111], Westergaardovou metodou [185] nebo Williamsovou nekonečnou řadou [186] – viz Rov. 2.4 [153].

$$\Phi = \sum_{n=0}^{\infty} r^{\lambda_n+1} F_n(\theta), \quad (2.4)$$

kde λ_n jsou vlastní čísla a $F_n(\theta)$ odpovídající vlastní vektory.

Po dosazení Rov. 2.4 do Rov. 2.2 vznikne diferenciální rovnice 4. řádu, jejímž řešením je:

$$\begin{aligned} F_n(\theta) = & A_n \sin(\lambda_n + 1)\theta + B_n \cos(\lambda_n + 1)\theta \\ & + C_n \sin(\lambda_n - 1)\theta + D_n \cos(\lambda_n - 1)\theta, \end{aligned} \quad (2.5)$$

kde A_n , B_n , C_n a D_n jsou neznámé konstanty. Napětí musí samozřejmě splnit okrajové podmínky, které vyjadřují volné líce trhliny:

$$\sigma_{\theta\theta} = \sigma_{r\theta} = 0 \quad \text{pro } \theta = \pm\pi \quad (2.6)$$

Pro tahový mód I jsou konstanty A_n a C_n nulové. Pro nalezení netriviálního řešení je charakteristická rovnice pro určení vlastního čísla λ_n [153]:

$$\sin(2\lambda_n\pi) = 0, \quad (2.7)$$

jejímž řešením jsou kořeny $\lambda_n = \frac{n}{2}$, $n = 1, 2, \dots$. Výsledný, obecně známý, vztah pro napětí v blízkém okolí vrcholu trhliny pro tahový mód I je [3, 153]:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^I(\theta) + \sum_{k=2}^{\infty} A_k r^{k/2-1} g_{ijk}, \quad (2.8)$$

kde K_I je součinitel intenzity napětí pro mód zatížení I (tahový), f_{ij} a g_{ijk} jsou tvarové funkce a A_k jsou koeficienty dalších členů Williamsova rozvoje [186].

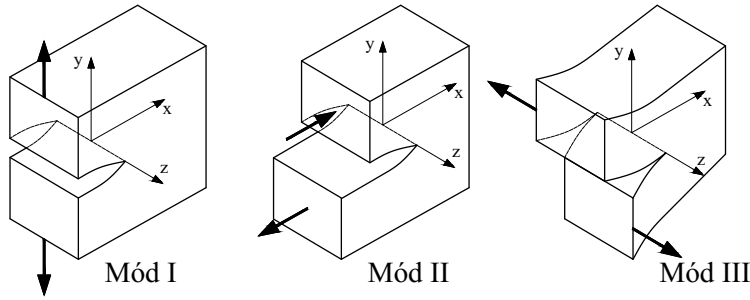
Zde je nutno uvést, že pro obecný případ zatížení je pole napětí a posunutí dáno superpozicí tří základních módů namáhání tělesa s trhlinou. Tyto tři módy [75] se liší orientací vnějšího zatížení a směrem vzájemného pohybu obou líců lomu. Pro analýzu pohybu líců lomu je zavedeno následující značení složek vektoru posuvu $\mathbf{u} = \{u, v, w\}^T$ ve směru os x, y, z dle Obr. 2.4.

- **Mód I** – tahový – tahové napětí působí kolmo k rovině trhliny. Růst trhliny je řízen tahovou složkou tenzoru napětí σ_{yy} .

$$u(x, -y, z) = u(x, y, z), \quad v(x, -y, z) = -v(x, y, z), \quad w = 0 \quad \text{pro RD.}$$

- **Mód II** – rovinný smykový – smykové napětí působí rovnoběžně s rovinou trhliny a zároveň kolmo k jejím čelům. Růst trhliny je řízen smykovou složkou tenzoru napětí σ_{xy} .

$$u(x, -y, z) = -u(x, y, z), \quad v(x, -y, z) = v(x, y, z), \quad w = 0 \quad \text{pro RD.}$$



Obr. 2.5: Zatěžovací módy tělesa s trhlinou.

- **Mód III** – antirovinový smykový – smykové napětí působí rovnoběžně s rovinou trhliny, ale kolmo k její podélné ose. Růst trhliny je řízen smykovou složkou tenzoru napětí σ_{yz} .

$$u(x, -y, z) = 0, \quad v(x, -y, z) = 0, \quad w(x, -y, z) = -w(x, y, z)$$

Nejdůležitějším a převažujícím módem zatížení tělesa se v technické praxi jeví tahový mód (mód I), a proto se dále budeme v této práci zabývat výhradně tímto.

Z Rov. 2.8 je možné odvodit, že napětí se v okolí vrcholu trhliny ($r \rightarrow 0$) limitně blíží nekonečnu. Nicméně, je fyzikálně nemožné, aby napětí nebylo omezené a jeho hodnoty dosahovaly nekonečna. U reálných materiálů existují mechanismy, které způsobí ohraničení hodnot napětí [22] – u kovů je to plasticita [98], u polymerů popraskání z důvodu soudržnosti materiálu v důsledku kombinace slabších Van der Waalsových sil a silnějších kovalentních vazeb [104] a u betonu mikropraskání jako důsledek formování lomové procesní zóny [82].

Součinitel intenzity napětí K_I je amplitudou singularity, která určuje intenzitu napětí ve vrcholu trhliny. Jedna z nejznámějších podmínek stability (Rov. 2.9) říká, že k šíření trhliny dojde, dosáhne-li K_I své kritické hodnoty K_{Ic} . Parametr K_{Ic} se nazývá lomová houževnatost a je považována za materiálovou konstantu [3].

$$K_I \geq K_{Ic} \quad (2.9)$$

Další kritérium [64] je založeno na hnací síle trhliny \mathcal{G} , která je definována jako energie potřebná k vytvoření nového povrchu γ v důsledku poklesu potenciální energie systému Π při jednotkovém prodloužení délky trhliny, viz Rov. 2.10.

$$\mathcal{G} = -\frac{\partial \Pi}{\partial a} \quad (2.10)$$

Pro velmi křehké materiály, kde nedochází k disipaci energie, dojde k šíření trhliny, když

$$\mathcal{G} = 2\gamma, \quad (2.11)$$

kde \mathcal{G} je hnací síla trhliny a 2γ představuje specifickou potenciální povrchovou energii trhliny (z důvodu dvou nových ploch trhliny se jedná o dvojnásobek). Pro ostatní materiály, u kterých v průběhu zatěžování dochází k disipaci energie, dojde k šíření trhliny, dosáhne-li \mathcal{G} své kritické hodnoty \mathcal{G}_c (známé jako houževnatost).

$$\mathcal{G} \geq \mathcal{G}_c \quad (2.12)$$

Vztah mezi hnací silou trhliny \mathcal{G} a součinitelem intenzity napětí K_I byl ukázán v [76] pro tahový mód I:

$$\mathcal{G} = \frac{1}{H} K_I^2, \quad (2.13)$$

kde

$$\frac{1}{H} = \begin{cases} \frac{1-\nu^2}{E} & \text{pro rovinnou deformaci (RD),} \\ \frac{1}{E} & \text{pro rovinnou napjatost (RN),} \end{cases}$$

kde E je Youngův modul pružnosti a ν je Poissonovo číslo.

2.2.2 Obecný koncentrátor napětí

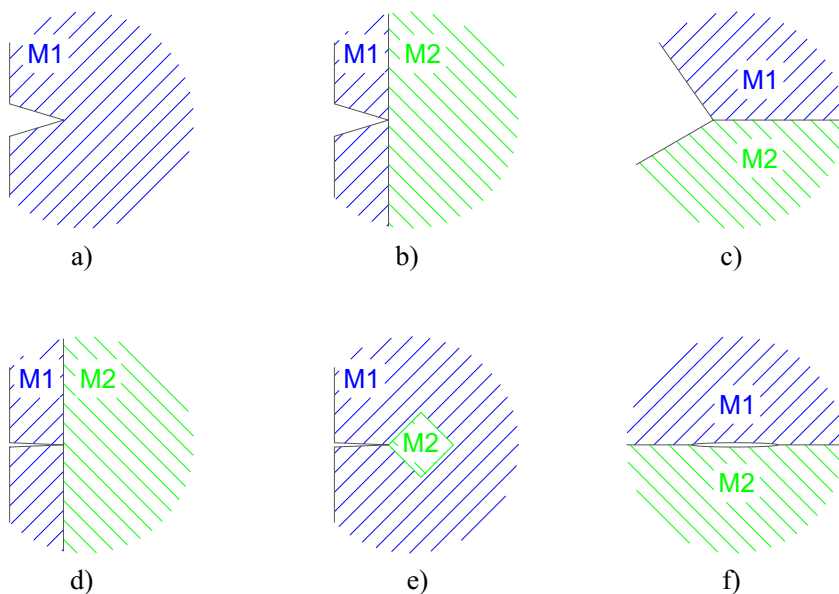
Problematikou obecných koncentrátorů napětí se zabývá kolektiv utvořený okolo prof. Knésly z ÚFM AVČR, v. v. i., a proto bylo při tvorbě tohoto oddílu čerpáno výhradně z prací [87], [84] a [116]. Níže uvedený text vychází z diplomové práce autora [182].

Obecným koncentrátorem napětí označujeme geometrickou, materiálovou či jinou nespojitost, která v tomto tělese způsobuje singulární charakter napětí. Singulární charakter je popsán veličinou zvanou exponent singularity napětí p a napětí v okolí tohoto koncentrátoru lze zjednodušeně vyjádřit

$$\sigma_{ij} \approx \frac{1}{r^p}, \quad \text{pro } r \rightarrow 0. \quad (2.14)$$

Exponent singularity napětí p je obecně komplexní číslo, jehož reálná část leží v intervalu $(0; 1)$. Poznamenejme, že v případě trhliny v homogenním materiálu je $p = 1/2$. Zde je vhodné, před započítím dalšího textu, graficky uvést příklady obecných koncentrátorů napětí na Obr. 2.6.

Pole napětí v okolí obecného koncentrátoru napětí je vlivem rozdílného exponentu singularity napětí odlišné od pole napětí v okolí vrcholu trhliny v homogenním materiálu. V takovémto případě již není možné použít poznatek LELM, ale je třeba



Obr. 2.6: Příklady obecných koncentrátorů napětí: a) V-vrub v homogenním materiálu, b) V-vrub s vrcholem na rozhraní dvou materiálů, c) obecný vrub, d) trhlina s vrcholem na rozhraní dvou materiálů, e) trhlina s vrcholem na povrchu inkluze, f) trhlina na rozhraní mezi dvěma materiály.

jejich zobecnění. Pole napětí v okolí obecného koncentrátoru, vyjádřené pomocí prvního singulárního členu, přechází ve vztah:

$$\sigma_{ij} = \sum_{k=1}^n \frac{H_k}{\sqrt{2\pi}} r^{-p_k} F_{ijk}(\theta, M, \dots), \quad (2.15)$$

kde H_k je zobecněný součinitel intenzity napětí [$\text{MPa} \cdot \text{m}^{p_k}$],
 $F_{ijk}(\theta, M, \dots)$ je funkce úhlu θ , materiálových vlastností a geometrie [-].

Poznamenejme, že k ve výrazu H_k , kde $k = 1, 2$, nereprezentuje příslušnost k danému módu zatížení tělesa s trhlinou, nýbrž reprezentuje příslušnost k danému exponentu singularity napětí p_k .

2.2.3 Lomová mechanika rozhraní

Trhlina na rozhraní je jedním z případů obecných singulárních koncentrátorů napětí. Při psaní tohoto oddílu bylo čerpáno z publikací [22, 128], a proto tyto publikace již nebudou v textu dále citovány.

Úvod

První publikací zabývající se lomovou mechanikou rozhraní byl Williams [187]. Publikace se zabývá studiem pole napětí pro případ trhliny mezi dvěma linárními,

elastickými, izotropními a homogenními materiály pro případ dokonalé adheze. Bylo ukázáno, že na rozdíl od trhliny v homogenním materiálu vykazují napětí dvě singularity – singularitu související s druhou odmocninou (jako v případě trhliny v homogenním materiálu) a oscilační singularitu závisující na poměru elastických konstant (E , ν) jednotlivých materiálů tvořících rozhraní – viz Rov. 2.16. Druhá, oscilační, singularita má za následek, že při konstantním poloměru byla deformační energie nerovnoměrně rozložena po obvodu kolem vrcholu trhliny, přičemž maximální hodnota byla dosažena $\pm 70^\circ$ vlevo od směru rozhraní (prodloužení trhliny).

$$\sigma \approx \frac{K}{\sqrt{2\pi}} r^{-\frac{1}{2} \pm i\gamma} \quad (2.16)$$

kde $i = \sqrt{-1}$ a parametr γ je definován Rov. 2.17.

$$\gamma = \frac{1}{2\pi} \ln \left(\frac{G_1 + \kappa_1 G_2}{G_2 + \kappa_2 G_1} \right) = \frac{1}{2\pi} \ln \left(\frac{1 - \beta}{1 + \beta} \right), \quad (2.17)$$

kde κ_j je Kosolovova konstanta definovaná níže, G_j je modul pružnosti ve smyku a ν_j Poissonovo číslo pro j -tý materiál tvořící bimateriálové rozhraní. Parametr β je známý jako Dundursův parameter [47, 48].

$$\kappa_j = \begin{cases} 3 - 4\nu_j & \text{pro rovinnou deformaci (RD),} \\ \frac{3 - \nu_j}{1 + \nu_j} & \text{pro rovinnou napjatost (RN),} \end{cases}$$

Dundursův parametr β je definován v závislosti na κ_j a G_j následující Rov. 2.18.

$$\beta = \frac{G_1(\kappa_2 - 1) - G_2(\kappa_1 - 1)}{G_1(\kappa_2 + 1) - G_2(\kappa_1 + 1)} \quad (2.18)$$

Posledním parametrem uvedeném v Rov. 2.16 je komplexní součinitel intenzity napětí – viz Rov. 2.19.

$$K = K_1 + iK_2, \quad (2.19)$$

kde K_1 a K_2 je reálný, resp, imaginární, součinitel intenzity napětí pro mód 1 a 2. Tyto nejsou spojeny s tahovým a rovinným smykovým módem, jako je tomu u homogenních těles, a proto jsou označeny arabskými dolními indexy [132].

Jednotky K jsou $FL^{-i\epsilon}/L^{\frac{3}{2}}$, kde F reprezentuje sílu a L délku. Pro další využití je vhodné faktor intenzity napětí normalizovat jako:

$$\hat{K} = K \hat{L}^{i\epsilon} \quad (2.20)$$

kde \hat{K} je normalizovaný faktor intenzity napětí a má obvyklé jednotky jako faktor intenzity napětí pro případ homogenního materiálu, tj. $\text{MPa} \cdot \text{m}^{\frac{1}{2}}$ a \hat{L} je libovolná referenční délka.

Hnací síla trhliny

Hnací síla trhliny s vrcholem na bimateriálovém rozhraní \mathcal{G}_i se vypočítá dle následující Rov. 2.21:

$$\mathcal{G}_i = \frac{1}{H_1} (K_1^2 + K_2^2) + \frac{1}{H_2} K_{III}^2, \quad (2.21)$$

kde

$$\frac{1}{H_1} = \frac{1}{2 \cosh^2 \pi \varepsilon} \left(\frac{1}{\bar{E}_1} + \frac{1}{\bar{E}_2} \right), \quad (2.22)$$

$$\frac{1}{H_2} = \frac{1}{4} \left(\frac{1}{G_1} + \frac{1}{G_2} \right), \quad (2.23)$$

a

$$\frac{1}{\bar{E}_j} = \begin{cases} \frac{1 - \nu_j^2}{E_j} & \text{pro rovinnou deformaci (RD),} \\ \frac{1}{E_j} & \text{pro rovinnou napjatost (RN).} \end{cases}$$

Obecně je možné Rov. 2.21 zjednodušit zavedením dvou fázových úhlů ψ a φ následovně [102]

$$\mathcal{G}_i = \mathcal{G}_1 (1 + \tan^2 \psi) (1 + \tan^2 \varphi), \quad (2.24)$$

kde

$$\psi = \tan^{-1} \left(\frac{\sigma_{21}}{\sigma_{22}} \right) \Big|_{\theta=0, r=\hat{L}} \quad (2.25)$$

$$\varphi = \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{H_1}{H_2}} \frac{\sigma_{23}}{\sqrt{\sigma_{22}^2 + \sigma_{21}^2}} \right) \Big|_{\theta=0, r=\hat{L}} \quad (2.26)$$

a

$$\mathcal{G}_1 \equiv \frac{\hat{K}_1^2}{H_1} \quad (2.27)$$

Pro případ 2D úlohy je $\varphi = 0$, tudíž Rov. 2.24 přechází na Rov. 2.28.

$$\mathcal{G}_i = \mathcal{G}_1 (1 + \tan^2 \psi) \quad (2.28)$$

Kritérium

Trhlina se bude šířit, dosáhne-li \mathcal{G}_i kritické hodnoty hnací síly rozhraní \mathcal{G}_{ic} .

$$\mathcal{G}_i \geq \mathcal{G}_{ic} \quad (2.29)$$

Kritická hodnota hnací síly rozhraní se vypočte dle Rov. 2.30 [23].

$$\mathcal{G}_{ic} = \bar{\mathcal{G}}_{1c}(1 + \tan^2 \psi), \quad (2.30)$$

kde \mathcal{G}_{ic} je kritická hodnota hnací síly trhliny pro případ trhliny na rozhraní a $\bar{\mathcal{G}}_{1c}$ je průměrná hodnota kritické hnací síly rozhraní \mathcal{G}_{1c} .

Poznámky autora

Vzhledem ke složitosti metody ke stanovení kritických hodnot součinitele intenzity napětí/hnací síly trhliny pro trhlinu v blízkosti obecných koncentrátorů napětí, která je v praxi téměř nepoužitelná, a nereálným oscilacím, které vznikají před vrcholem trhliny nacházející se na bimateriálovém rozhraní, bylo rozhodnuto využít jiných přístupů pro stanovení podmínek šíření trhliny – viz kapitola 4.

3 EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST

3.1 Lomové testy

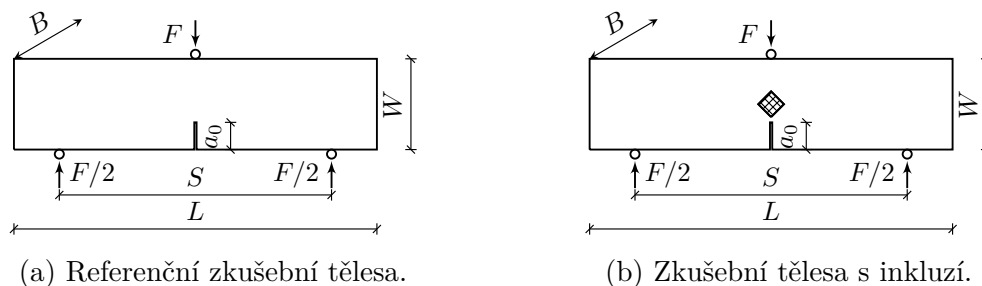
3.1.1 Zkušební tělesa a materiály

Za účelem zjištění vlivu ITZ na lomové chování cementových kompozitů se užila zkušební konfigurace tříbodového ohybu [133] speciálních trámců. Tyto trámce, o jmenovitých rozměrech $40 \times 40 \times 160$ mm se specifickou inkluzí o jmenovitých rozměrech $8 \times 8 \times 40$ mm umístěnou uprostřed rozpětí a výšky tělesa, byly opatřeny centrálními koncentrátory napětí $a_0 = 12$ mm, viz Obr. 3.1b. Geometrie těles byla navržena podle doporučení uvedených v [82, 112], což zajistí, že lomové mechanické vlastnosti se budou blížit určité, obvykle minimální, hodnotě. Doporučení jsou následující:

- nejmenší rozměr tělesa by měl být větší nebo roven pětinasobku maximální velikosti zrna kameniva,
- šířka se má pohybovat mezi 40 a 100 mm,
- relativní délka trhliny $\alpha = \frac{a_0}{W}$ má být zvolena mezi 0,2 a 0,6.

Tvar inkluze byl zvolen z důvodu možného provedení 2D numerických analýz. Navíc hranol byl vybrán z důvodu rovinných ploch a ostrých hran, které imitují běžný tvar inkluze. Poloha inkluze uprostřed zkušebního tělesa nad zářezem má svůj účel. Účelnost navržené geometrie spočívá ve vytvoření dvou koncentrátorů napětí (vrchol zářezu simulujícího trhlinu a spodní hrana inkluze) již při prvotní iniciaci trhliny, což směřuje samotné další šíření trhliny po rozhraní inkluze–matrice, příp. skrze inkluzi v případě dokonalé adheze a nižších hodnot lomové mechanických parametrů materiálu inkluze. Při šíření trhliny po rozhraní se trhlina šíří až do další hrany inkluze, kde opět může dojít ke dvěma scénářům – (a) šíření trhliny do matrice v případě dokonalé adheze, (b) šíření po rozhraní v případě nedokonalé adheze s nižšími hodnotami lomové mechanických parametrů rozhraní než okolní matrice. Na základě těchto úvah je poté možné odhadnout hodnoty lomové mechanických parametrů ITZ. Rozměry inkluze $8 \times 8 \times 40$ mm byly zvoleny v návaznosti na publikaci [162], kde do těles o rozměrech $100 \times 200 \times 40$ mm byly umístěny ocelové inkluze ve tvaru válců o průměru 20 mm. Poměr mezi výškou tělesa a průměrem inkluze je tedy roven 0,2, což odpovídá poměru délky strany inkluze ve tvaru hranolu a výšky zkušebního tělesa. Z výše uvedeného je zřejmé, že tvar inkluze ovlivní výsledky lomových zkoušek z důvodu ostrých hran způsobujících další koncentrátory napětí nebo z důvodu potenciálně nedokonalého zhutnění okolo ostrých hran inkluze. Na druhou stranu válcová inkluze plně neodráží běžný tvar inkluze, dokonce ani výztužné tyče nemají podobu hladkých válců, ale mají podélná i příčná žebírka.

Experimentální program byl proveden na osmi sadách zkušebních trámců výše



Obr. 3.1: Schéma zkušebních těles a konfigurace testu.

popsaných rozměrů, přičemž sady těles se lišily v materiálu inkluze. Každá sada sestávala ze tří zkušebních vzorků. Z důvodu samotné časové a organizační náročnosti byly vzorky vyráběny a zkoušeny ve třech kampaních, z nichž každá obsahovala vždy sadu referenčních těles tvořených pouze maticí (MTX), viz Obr.3.1a. První kampaň obsahovala – vedle zmíněné sady referenčních těles – sadu těles s ocelovou (STE) inkluzí. Druhá kampaň obsahovala čtyři sady s různými druhy horninových inkluzí, jmenovitě šlo o amfibolit (AMP), čedič (BAS), žulu (GRA) a mramor (MAR). Třetí kampaň obsahovala inkluze z extrudovaného polystyrenu (XPS) a tělesa s volným otvorem (SPA) stejného rozměru jako inkluze [180].

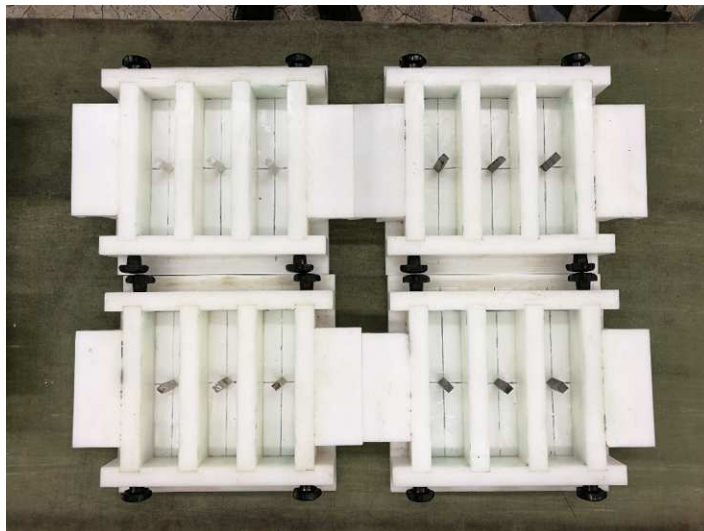
K těmto původním sadám zkušebních těles byla přidána sada těles s ocelovou inkluzí za účelem zjištění vlivu přípravy koncentrátoru napětí a vlivu pokročilé hydratace vzorku na vlastnosti (chemické, zjištěné pomocí elektronové mikrosondy, a mikromechanické, zjištěné nanoindentací) ITZ. Tato sada obsahovala 3 referenční tělesa (MTX_DS) a 3 tělesa s ocelovou inkluzí (STE_DS), u kterých byl koncentrátor napětí vytvořen pomocí diamantového kotouče pily (odtud označení DS), a 3 tělesa MTX_WJ a 3 tělesa STE_WJ, u kterých byl koncentrátor napětí vytvořen pomocí vodního paprsku s abrazivem.

3.1.2 Složení zkušebních těles

Vzhledem k rozměrům zkušebních těles a potřebě jejich zhutnění byl zvolen jemnozrný cementový kompozit, který sestával z Portlandského cementu CEM I 42,5 R z cementárny Mokrý, normového křemičitého písku s maximální velikostí zrna 2 mm a vody v hmotnostním poměru 1:3:0,35. Z důvodu zvýšení zpracovatelnosti čerstvé směsi byl využit superplastifikátor SVC 4035 od firmy SIKA v množství 1 % hmotnosti cementu.

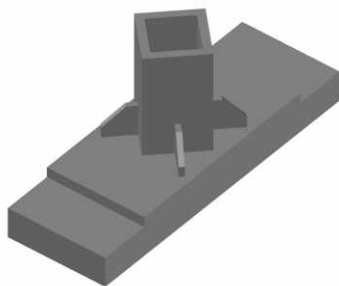
Jednotlivé složky kompozitu prvních dvou kampaní byly míchány v laboratorních podmínkách na Ústavu chemie FAST VUT (CHE) pod vedením doc. Rovnaníka za pomoci ručního míchadla. Kompozit třetí kampaně byl v laboratoři CHE míchán

pomocí automatické laboratorní míchačky, což vedlo k odchylce naměřených hodnot. Poloha inkluze ve formě byla zajištěna pomocí oboustranné lepicí pásky, a proto nebylo možné využít ke zhutnění vzorků vibrací.

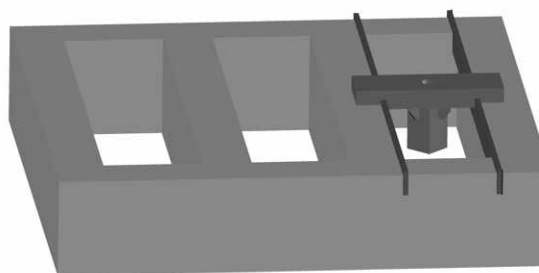


Obr. 3.2: Forma s inkluzemi.

Kompozit poslední kampaně byl míchán v laboratorních podmínkách podobně jako v případě prvních dvou kampaní. Odlišností nicméně bylo zajištění polohy inkluze ve formě za pomoci přípravků pro zajištění polohy inkluze vytištěných na 3D tiskárně na ÚFM AV ČR, v. v. i., viz Obr. 3.3.



(a) Přípravek.



(b) Přípravek–sestava.

Obr. 3.3: Přípravek pro ustálení polohy inkluze.

3.1.3 Způsob přípravy koncentrátoru napětí

Z důvodu předpokládaného vlivu způsobu přípravy koncentrátoru napětí na lomovou odezvu zkušebních těles, jak bylo poukázáno v [170], je u poloviny vzorků čtvrté sady těles zářez vyroben diamantovým kotoučem pily a u druhé poloviny vodním paprskem.

Dělení materiálu diamantovým kotoučem upnutým ve vřetení sestává z otáčivého pohybu kotouče, zatímco těleso (obrobek) koná pohyb posuvný. Diamantový kotouč je složen z kovového jádra a tzv. segmentů, které jsou tvořeny pojivem a zrníčky syntetického diamantu. Dle umístění břitů hovoříme o kotoučích s vnitřním a vnějším břitem. Od volby břitu se odvíjí i zóna poškození, která činí u vnitřního 0,1–0,3 mm a vnějšího 0,1–3 mm [35].

Oproti tomu technologie řezání pomocí vodního paprsku využívá k dělení materiálu kinetickou energii vysokotlakého a vysokorychlostního vodního paprsku s abrazivními částicemi. Na materiál tedy působí velmi tenký paprsek vody s velkou rychlostí, který při dopadu přemění svoji kinetickou energii na mechanickou práci v podobě vytvoření řezné spáry. Tolerance přesnosti řezání se běžně uvádí do $\pm 0,25$ mm [108].

Dělení materiálu diamantovým kotoučem pily

Jak již bylo napsáno, diamantový kotouč je složen z kovového jádra a segmentů, které obsahují zrníčka syntetického diamantu. Pro lepení zrníček diamantu k segmentu se obvykle používá prášková metalurgie, příp. galvanické nanášení matricového kovu. Pro spojení segmentů k tělu kotouče se používají dva způsoby – pájení a laserové svařování, přičemž laserové svařování je dominantním způsobem. Vrstva syntetického diamantu může být rovněž aplikována kontinuálně nebo v segmentové formě. Nicméně pro dělení betonu, mramoru a cihel se doporučuje použít kotouče segmentové [35].

Příprava koncentrátorů napětí u zkušebních těles probíhala na Ústavu chemie FAST VUT v Brně pod vedením Ing. Patrika Bayera, Ph.D.

Dělení materiálu vodním paprskem s abrazivy

Tato technologie přípravy koncentrátoru napětí na rozdíl od řezání diamantovým kotoučem pily eliminuje tření mezi nástrojem (kotoučem) a tělesem, díky čemuž nedochází k tepelnému ovlivnění materiálu. Podstatou abrazivního dělení materiálu je ubránění materiálu jeho obrušováním pomocí úzkého abrazivního paprsku dopadajícího na plochu vysokou rychlostí a kinetickou energií. Pracovní tlak vody pro dosažení vysokých rychlostí se pohybuje v rámci desítek až stovek MPa a je zajištěn speciálními vysokotlakými čerpadly [108].

Řezání zářezů u zkušebních těles vysokotlakým vodním paprskem s přísadkou abrazivních částic $300 \text{ g} \cdot \text{min}^{-1}$ bylo provedeno ve firmě AWAC, spol. s r. o. v provozně Brno. Tloušťka vytvořených zářezů činila 1,5 mm a rychlost řezání byla $15 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$. Řezání probíhalo na stroji WaterCut 3001.20W (Obr.3.4).



(a) WaterCut 3001.20W



(b) Detail trysky a řezaného tělesa

Obr. 3.4: Příprava koncentrátoru napětí vysokotlakým vodním paprskem.

3.1.4 Lomově mechanické vlastnosti materiálů inkluze

Lomově mechanické vlastnosti hornin byly stanoveny z lomových zkoušek na válcových tělesech opatřených šípovým vrubem uskutečněných na Ústavu geoniky AV ČR, v. v. i. v Ostravě [159, 178, 179], viz odstavec 3.4. Lomově mechanické vlastnosti extrudovaného polystyrenu (XPS) byly převzaty ze zkoušek provedenými kolegy z ÚSTM a ÚSZK FAST VUT v Brně, viz [74]. Přehled lomově mechanických parametrů materiálů inkluze, konkrétně Youngova modulu pružnosti E_{AGG} , Poissonova čísla ν_{AGG} , lomové houževnatosti $K_{Ic,AGG}$, houževnatosti $G_{Ic,AGG}$, lomové práce $W_{F,AGG}$ a specifické lomové energie $G_{F,AGG}$, je uveden v Tab. 3.1.

Tab. 3.1: Lomově mechanické parametry materiálů inkluze.

	E_{AGG} [GPa]	ν_{AGG} [-]	$K_{Ic,AGG}$ [MPa·m ^{1/2}]	$G_{Ic,AGG}$ [J·m ⁻²]	$W_{F,AGG}$ [N·m]	$G_{F,AGG}$ [J·m ⁻²]
AMP	143,0 [159, 178, 179]	0,16 [148]	3,370	79,60	567,2	448,0
BAS	87,8 [159, 178, 179]	0,15 [71]	2,250	57,40	418,6	339,0
GRA	59,6 [159, 178, 179]	0,18 [71]	1,260	26,70	242,5	189,4
MAR	108,1 [159, 178, 179]	0,20 [58]	1,850	31,60	299,1	249,2
STE	210,0	0,30				
XPS	10,4 [74]	0,35 [134]	0,055	0,29	195,4	183,2

3.1.5 Lomové zkoušky těles

Zkoušky byly provedeny na mechanickém lisu LabTest 6-1000 (LaborTech s.r.o., ČR) s rozsahem zatížení 0–1000 kN. Zatížení bylo aplikováno konstantním přírůstkem posuvu $0,02 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$. Během experimentu byly mimo síly F průběžně zaznamenány průhyb uprostřed rozpětí δ a otevření ústí trhliny $CMOD$. Pro měření $CMOD$ byly na zkušebním tělese v těsné blízkosti nalepeny ocelové úhelníky, na které byl upevněn tenzometr. Příklad zkoušky těles tříbodovým ohybem lze nalézt na Obr. 3.5.

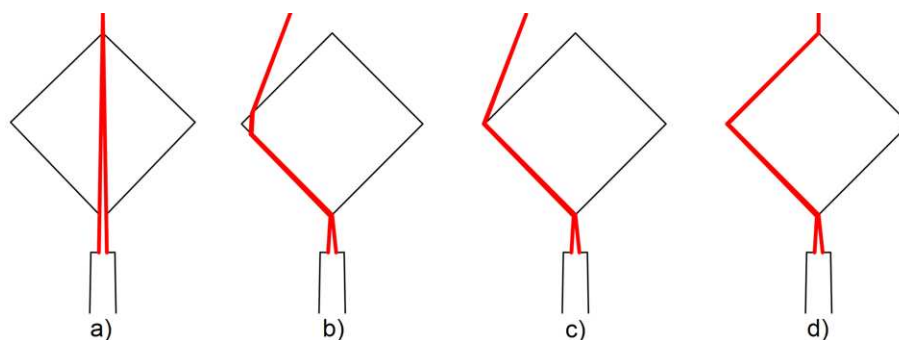


Obr. 3.5: Příklad zkoušky tříbodovým ohybem – mechanický lis LabTest 6-1000 (vlevo); detail měřícího zařízení.

Výsledky lomových zkoušek

Výstupy lomových testů tvořily diagramy síla–posun (průhyb uprostřed rozpětí) (F – δ) a síla–otevření ústí trhliny (F – $CMOD$). Před použitím naměřených surových dat musela být tato upravena a korigována, viz Příloha A.1.

Vybrané F – δ diagramy lze vidět v grafech níže pro jednotlivé měřicí kampaně – Obr. 3.7, Obr. 3.10, Obr. 3.12 a Obr. 3.14. Z těchto diagramů je zřejmé, že v důsledku existence ITZ i v důsledku nedokonalé adheze, viz [169], dochází k redukcí maximálního dosaženého zatížení F_{\max} . Během lomových zkoušek těles s inkluzemi byly sledovány všechny možné dráhy šíření trhliny, viz Obr. 3.6.

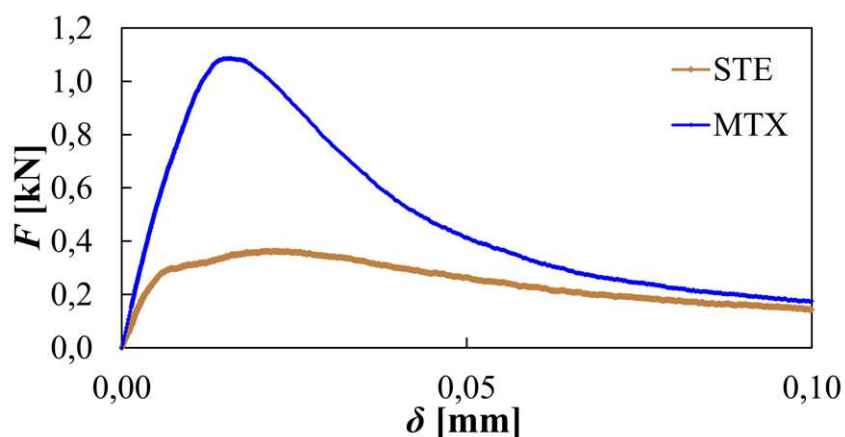


Obr. 3.6: Ilustrace směrů šíření trhliny.

První měřicí kampaň

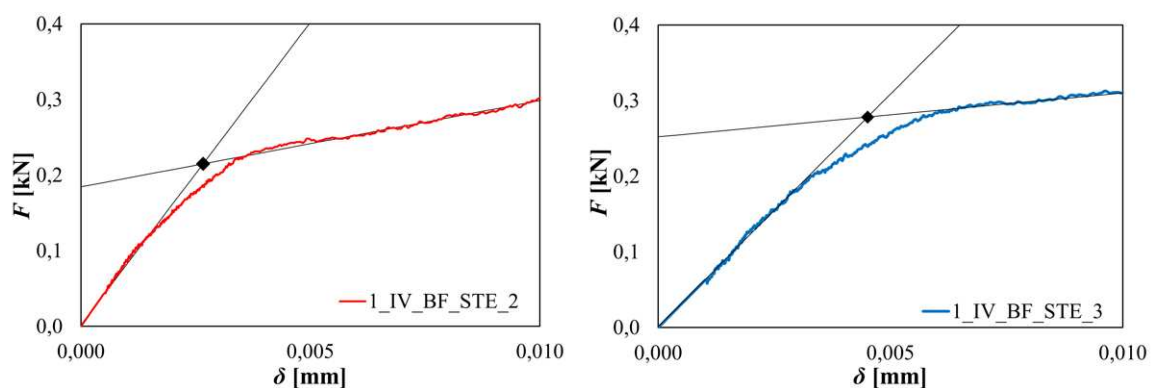
První měřicí kampaň obsahovala pouze tělesa s ocelovou inkluzí a referenční tělesa. Vybrané diagramy $F-\delta$ lze nalézt v grafu níže (Obr. 3.7). Z těchto diagramů je zřejmé, že v důsledku existence ITZ a v důsledku nedokonalé adheze dochází k redukci maximálního dosaženého zatížení F_{\max} u těles s ocelovou inkluzí.

Referenční tělesa vyrobená pouze z matrice vykazují typické kvazikřehké chování – schopnost přenosu zatížení pokračuje i po odchylce od lineární větve $F-CMOD$ diagramu až do vrcholu, po kterém následuje pokles zatěžovací síly až do porušení [82].

Obr. 3.7: $F-\delta$ diagram pro těleso s ocelovou inkluzí a referenční těleso.

Oproti tomu vzestupná větev v případě 2 těles s ocelovou inkluzí sestává ze dvou přibližně přímých úseků, viz detail $F-\delta$ diagramů na Obr. 3.8. Přibližně v těchto průsečících se předpokládá změna v šíření trhliny na hraně ocelové inkluze. Zdůvodnění se zdá být prosté – první strmá větev reprezentuje šíření trhliny ze spodní hrany inkluze do hrany „uprostřed“, zatímco druhá méně strmá větev reprezentuje šíření trhliny z hrany „uprostřed“ do horní hrany inkluze. Je zřejmé, že první část

šíření je pro trhlinu energeticky náročnější, což odpovídá vyšší hodnotě strmosti, zatímco druhá je již pro trhlinu energeticky přívětivá.



Obr. 3.8: Detail vzestupné větve F - δ diagramů těles s ocelovou inkluzí.

Tab. 3.2: Souřadnice průsečíků větví F - δ diagramů

Materiál	F [kN]	δ [mm]	$CMOD$ [mm]
1_IV_BF_STE_2	0,22	0,003	0,004
1_IV_BF_STE_3	0,278	0,005	0,005

Tělesa po lomových zkouškách jsou zobrazena na Obr. 3.9. Je zřejmé, že u těles s ocelovou inkluzí byl sledován směr šíření trhliny dle Obr. 3.6 d).



Obr. 3.9: Tělesa po lomových testech.

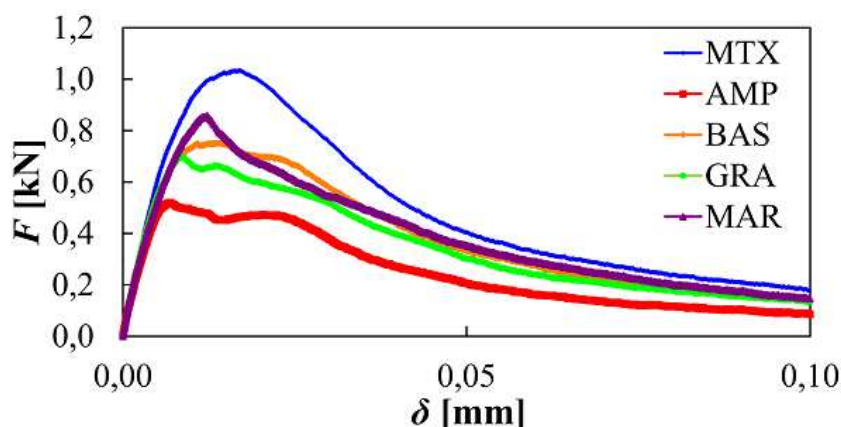
Diskuze k první měřicí kampani

Pokles hodnot maximální síly F_{\max} v případě těles s ocelovou inkluzí je v souladu s výsledky získanými v práci [152]. Suarjana et al. [152] zjistili, že přidání malého množství ocelových inkluzí snižuje pevnost kompozitu až na určitou minimální hranici, což je důsledek absence dokonalé vazby mezi kamenivem a maticí.

V práci [162] navíc autoři získali velmi podobné výsledky související s anomáliemi v F - $CMOD$ diagramu v případě štípacího testu těles. Zde nicméně byly pozorovány dva extrémy v F - $CMOD$ diagramu, přičemž druhý lokální extrém odpovídal iniciaci trhliny na rozhraní kameniva (žuly) a matrice a byl potvrzen pozorováním trhliny v reálném čase pomocí optického mikroskopu. Rozdíl mezi měřeními uvedenými v práci [162] a zde prezentovanými je v typu materiálu inkluze a stáří zkušebních vzorků. Stáří vzorku ovlivňuje obsah nehydratovaných cementových zrn a procento plochy pórů v ITZ, což je způsobeno migrací iontů (převážně vápníku) během hydratace [43], jak bylo uvedeno v úvodní kapitole 2.1 [175].

Druhá měřicí kampaň

Druhá měřicí kampaň obsahovala tělesa s horninovými inkluzemi. Vybrané diagramy F - δ lze nalézt v grafu níže (Obr. 3.10). I v tomto případě, přestože matrice byla „vyztužena“ horninovými inkluzemi, je snížení hodnot maximální síly F_{\max} zřejmé. Vzestupná větev F - δ je u všech diagramů přibližně lineární, nicméně sestupná větev se liší zejména v případě těles s AMP a GRA inkluzí. V těchto případech sestupná větev obsahuje lokální extrémy, které nejsou typické pro kvazikřehké chování cementových kompozitů. Tyto lokální vrcholy se vztahují ke specifickému směru šíření trhliny a objevují se, když trhlina změnila směr šíření na okraji inkluze [171].



Obr. 3.10: F - δ diagramy pro tělesa s horninovými inkluzemi a těleso referenční.

Tělesa po lomových zkouškách jsou zobrazena na Obr. 3.11. Šíření trhliny označené jako a) a b) na Obr. 3.6 byla pozorována pouze u jednoho tělesa s mramorovou

inkluzí, zatímco u zbytku těles s mramorovou inkluzí, podobně jako u těles s čedičovou inkluzí, byla pozorována šíření dle Obr. 3.6 c). Oproti tomu u těles s amfibolitou nebo žulovou inkluzí došlo k poslední možnosti šíření trhliny, tedy dle Obr. 3.6 d).



Obr. 3.11: Tělesa po lomové zkoušce (vlevo), vybrané detaily těles s inkluzemi: amfibolit, čedič, žula, mramor.

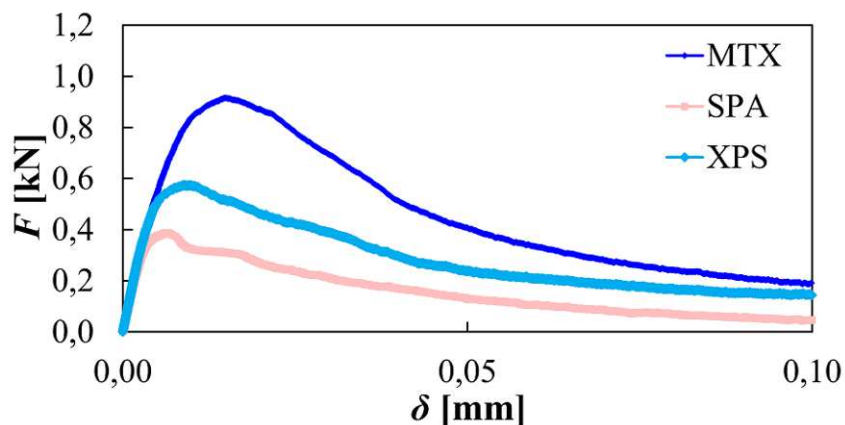
Diskuze k druhé měřicí kampani

Je zřejmé, že šíření trhliny dle a) i b) bylo způsobeno nízkou tvrdostí (3 na Mohsově stupnici tvrdosti [184]) a zejména dokonalým štěpením kalcitu jako dominantního horninotvorného minerálu mramoru. Šíření trhliny dle c) ukazuje na vysoký stupeň soudržnosti mezi horninovou inkluzí a matricí a v případě čediče je to pravděpodobně způsobeno jeho vezikulární texturou, tj. přítomností pórů na povrchu inkluze. Póry zvětšují skutečný povrch kontaktní plochy mezi matricí a inkluzí, což pravděpodobně přispívá ke zlepšení adhezivní odolnosti. Případ d), zjištěný u amfibolitu a žuly, je poté výsledkem způsobu přípravy inkluzí. Vzhledem k tomu, že inkluze byly řezány diamantovým kotoučem pily, mají inkluze ploché a hladké povrchy, což zapříčinilo, že mají nižší soudržnost s matricí, než by se dalo očekávat, viz [178, 179].

Lokální extrémů jsou ve shodě s již dříve zmíněnou publikací [162], kde autoři získali velmi podobné výsledky související s lokálními extrémů v F - $CMOD$ diagramu v případě štípacího testu těles s žulovou inkluzí a sledováním šíření trhliny v reálném čase pomocí optického mikroskopu. První extrém byl pozorován při iniciaci trhliny z koncentrátoru napětí, následovalo prudké snížení zatížení a druhý lokální extrém při iniciaci trhliny na rozhraní kameniva (žuly) a matrice.

Třetí měřicí kampaň

Třetí kampaň obsahovala tělesa s inkluzí z extrudovaného polystyrenu (XPS) a tělesa s volným otvorem (SPA) o rozměrech inkluze. Vybrané diagramy $F-\delta$ lze nalézt v grafu – Obr. 3.12. I v tomto případě je snížení hodnot maximální síly F_{\max} zřejmé. Nicméně je třeba si povšimnout, že vyšších hodnot F_{\max} dosahují tělesa s XPS inkluzí než tělesa s STE inkluzí. Ve skutečnosti tělesa s STE inkluzí dosahují stejných hodnot F_{\max} jako SPA tělesa, což bude částečně objasněno numerickými simulacemi.



Obr. 3.12: $F-\delta$ diagramy pro tělesa s polystyrenovými inkluzemi (XPS) a s otvorem (SPA).

Tělesa po lomových zkouškách jsou zobrazena na Obr. 3.13. Sledovaný směr šíření trhliny u těles s XPS inkluzí odpovídá Obr. 3.6 d). U těles s otvorem (SPA) byl sledován směr šíření Obr. 3.6 a), přičemž je tento jediný fyzikálně možný směr šíření trhliny. Z Obr. 3.13 je patrné, že horizontální zarovnání XPS inkluze bylo narušeno. Důvodem je nízká objemová hmotnost XPS, která je cca $40 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$, což je několiknásobně méně, než je objemová hmotnost betonu. Tento rozdíl v objemové hmotnosti způsobil již během hutnění, že došlo k tomuto narušení.



Obr. 3.13: Tělesa po lomové zkoušce těles s XPS inkluzí (vlevo) a těles s otvorem (SPA).

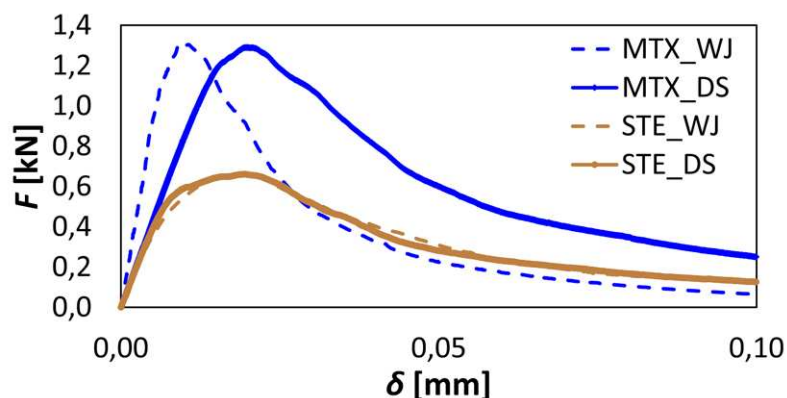
Diskuze ke třetí měřicí kampani

Pokles hodnot maximální síly F_{\max} v případě těles s XPS inkluzí je srovnatelný s poklesem F_{\max} v případě těles s AMP inkluzí, čemuž odpovídá i směr šíření trhliny dle Obr. 3.6 d). Z tohoto úhlu pohledu to tedy vypadá, že vliv lomově mechanických parametrů materiálu inkluze nemá zásadní vliv na celkovou únosnost vyjádřenou F_{\max} . Příprava inkluze z XPS byla provedena řezáním a měla tudíž ploché a hladké povrchy, opět podobně jako amfibolitová inkluze, což zapříčinilo, že měla nižší soudržnost s matricí. Naopak u těles s otvorem (SPA) byla dosažená maximální hodnota síly F_{\max} velmi podobná jako v případě těles s ocelovou inkluzí. Nicméně je nutné si uvědomit, že tělesa s ocelovou inkluzí byla zkoušena ve stáří 14 dnů, a proto tyto hodnoty není možné tímto způsobem porovnávat.

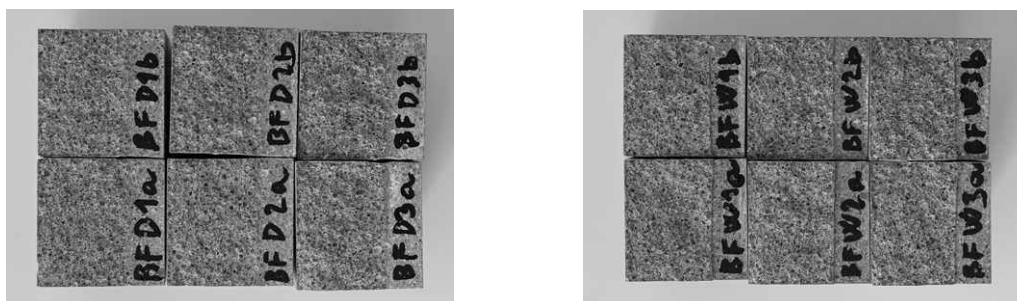
Čtvrtá měřicí kampaň

Čtvrtá měřicí kampaň opět obsahovala tělesa s ocelovou inkluzí (STE) a referenční tělesa (MTX). Tato tělesa byla zkoušena ve stáří cca 3 roky, aby byl viditelný vliv hydratace cementových zrn v oblasti rozhraní. Rovněž byl v této kampani studován vliv přípravy koncentrátoru – diamantovým kotoučem pily (ozn. DS) a vodním paprskem (ozn. WJ). Povrchy ocelové inkluze byly opět zdrsněny (opatřeny rýhami), abychom zvýšili přilnavost matrice k povrchu inkluze. Vybrané diagramy $F-\delta$ lze nalézt v grafu níže (Obr. 3.14). Je zřejmé, že v důsledku existence ITZ a tím i nedokonalé vazby s ocelovou inkluzí dochází k redukcí maximálního dosaženého zatížení F_{\max} u těles s ocelovou inkluzí. Co se týče vlivu přípravy koncentrátoru napětí, zdá se, že tento nemá vliv na F_{\max} . Nicméně, v případě referenčních těles je u těles s koncentrátorem napětí vzniklým WJ očividné, že vzestupná část $F-\delta$ diagramu má vyšší strmou, což značí vyšší tuhost. Tento jev byl pozorován u všech referenčních těles a odrazí se na hodnotách modulu pružnosti E , viz odst. 3.3.

Tělesa po lomových zkouškách jsou zobrazena na Obr. 3.15 (referenční tělesa) a Obr. 3.16 (tělesa s ocelovou inkluzí). U těles s ocelovou inkluzí i nadále přetrvává směr šíření trhliny dle Obr. 3.6 d). Je zřejmé, že zářez vytvořený vodním paprskem nemá stejnou výšku po celé šířce tělesa, nýbrž s rostoucí vzdáleností od povrchu se výška zářezu zmenšuje (v řádech setin až desetin mm), což je běžné a důvodem je snížení kinetické energie paprsku.



Obr. 3.14: F - d diagramy pro tělesa s ocelovými inkluzemi (STE) a referenční tělesa s koncentrátorem napětí vzniklým diamantovým kotoučem pily (DS) a vodním paprskem (WJ).



Obr. 3.15: Referenční tělesa po lomových zkouškách – zářez vytvořen diamantovým kotoučem (vlevo) a vodním paprskem (vpravo).



Obr. 3.16: Tělesa s ocelovou inkluzí po lomových zkouškách – zářez vytvořen diamantovým kotoučem (vlevo) a vodním paprskem (vpravo).

Diskuze ke čtvrté měřicí kampani

Pokles hodnot maximální síly F_{\max} v případě těles s ocelovou inkluzí je zřejmý. Nicméně poměr $F_{\max,STE}/F_{\max,MTX}$ se již, vzhledem k pokročilé hydrataci cementových zrn, zvýšil a odpovídá přibližně hodnotám poměrů pro tělesa s XPS a AMP inkluzí. I nadále se trhлина šíří okolo inkluze (Obr. 3.6 d)), což značí nízkou soudržnost inkluze s matricí. V případě referenčních těles je u těles s koncentrátorem

napětí vzniklým vodním paprskem očividné, že vzestupná část F - δ diagramu má vyšší strmost, což značí vyšší tuhost. Tento jev byl pozorován u všech referenčních těles. Nicméně hodnota F_{\max} je přibližně stejná pro tělesa opatřená zářezy vzniklými diamantovým kotoučem pily nebo vodním paprskem.

3.2 3D skenování

Technologie 3D skenování je v posledních letech hojně využívána převážně ve strojírenském průmyslu pro kontrolu přesnosti a kvality výrobků namísto měření rozměrové a tvarové přesnosti konvenčními metodami. Výhodou skenování je objektivita měření (oproti např. posuvnému měřítku) a nezávislost výsledků na tuhosti součásti, její hmotnosti nebo teplotě. Další výhodou je přesné měření (přesnost řádově v desetinách až setinách milimetrů). Oproti tomu je nevýhodou citlivost k okolnímu osvětlení, nutnost úpravy povrchů na matné/antireflexní (z důvodu odrazu paprsků) a obtížné měření nedostupných oblastí (dutin, kaveren apod.) [105].

3.2.1 Teorie

Existuje celá řada technologií pro digitální získání tvaru 3D objektu, nicméně obecně je lze rozdělit na dva typy – kontaktní a bezkontaktní [105, 158]. V této práci jsou uvedeny výsledky skenování pomocí bezkontaktního 3D skeneru, a proto na něj bude zaměřena pozornost.

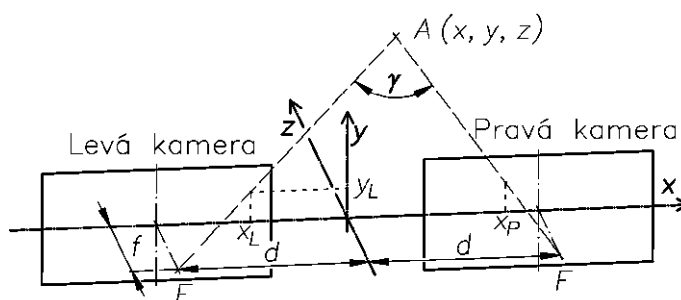
Princip bezkontaktního 3D laserového skeneru

Princip technologie 3D laserového skenování je založen na triangulaci, tj. na projekci laserového paprsku laserovým emitorem na povrch snímaného předmětu a současném snímání těchto promítaných paprsků dvěma (nebo více) vysokorychlostními kamerami umístěnými v 3D skeneru. Tento obraz kamery je zpracován a výsledkem jsou souřadnice jednotlivých bodů ležících v místě promítaného paprsku v kamerovém souřadném systému [105, 158].

V této práci použitý 3D skener využívá k získání absolutních souřadnic druhou kameru a absolutní poloha skeneru je získána na základě referenčních bodů (tzv. „targetů“) nalepených na objekt nebo v jeho blízkém okolí. Proces zpracování obrazu sestává ze dvou fází. První fáze sestává ze zpracování obrazů obou kamer a princip je podobný jako u stereovidění, kde jsou souřadnice bodů na povrchu skenované části vypočteny ze znalosti vzájemné polohy obou kamer skeneru, viz Obr. 3.17. Stereovidění je formou pasivní triangulace, která je založena na napodobení lidského zrakového systému. Předmět je tedy snímán dvěma kamerami, přičemž

v každé kameře se vytváří vlastní obraz skenovaného předmětu a sdružené zorné paprsky kamer se protínají v příslušném bodě v prostoru. Tímto postupem získáme dva odlišné stereoskopické snímky, které tvoří dva perspektivní obrazy. Úhel, který svírají oba sdružené paprsky, se nazývá úhlová paralaxa γ . Je zřejmé, že γ je nepřímo úměrná vzdálenosti od skenovaného objektu, její hodnota se nicméně musí pohybovat v přijatelných mezích [77, 158].

Princip stereovidění lze ukázat na Obr. 3.17 pro případ, kdy jsou optické osy kamer rovnoběžné s osou z souřadného systému, ohniskové vzdálenosti levé i pravé kamery jsou stejné a obrazové roviny obou kamer leží v rovině $z = 0$ [77].



Obr. 3.17: Princip stereovidění dle [77].

Podaří-li se k bodu A z levé kamery nalézt odpovídající bod v pravém snímku, lze souřadnice určit podle následujících vztahů:

$$x = x_L \frac{2d}{x_L - x_P} \quad (3.1)$$

$$y = y_L \frac{2d}{x_L - x_P} \quad (3.2)$$

$$z = \frac{2df}{x_L - x_P} - f, \quad (3.3)$$

kde $2d$ je vzdálenost mezi optickými osami kamer, f je ohnisková vzdálenost a x_L , x_P , y_L jsou souřadnice řešeného bodu v obrazové rovině $z = 0$ levé (L) a pravé (P) kamery. Rozdíl $(x_L - x_P)$ se označuje jako horizontální paralaxa. Nejsou-li dodržena všechna výše uvedená zjednodušení, použijí se pro převod korekční vztahy [77].

3.2.2 Metodika

Proces 3D skenování je relativně jednoduchý a skládá se z následujících operací:

- kalibrace 3D skeneru na speciální kalibrační desce,
- očištění a zbavení mastnoty snímaného povrchu,
- nastříkání lesklých povrchů matnou šedou barvou,
- nalepení pozičních značek na snímaný povrch, příp. využití skenovací podložky,
- skenování objektů.

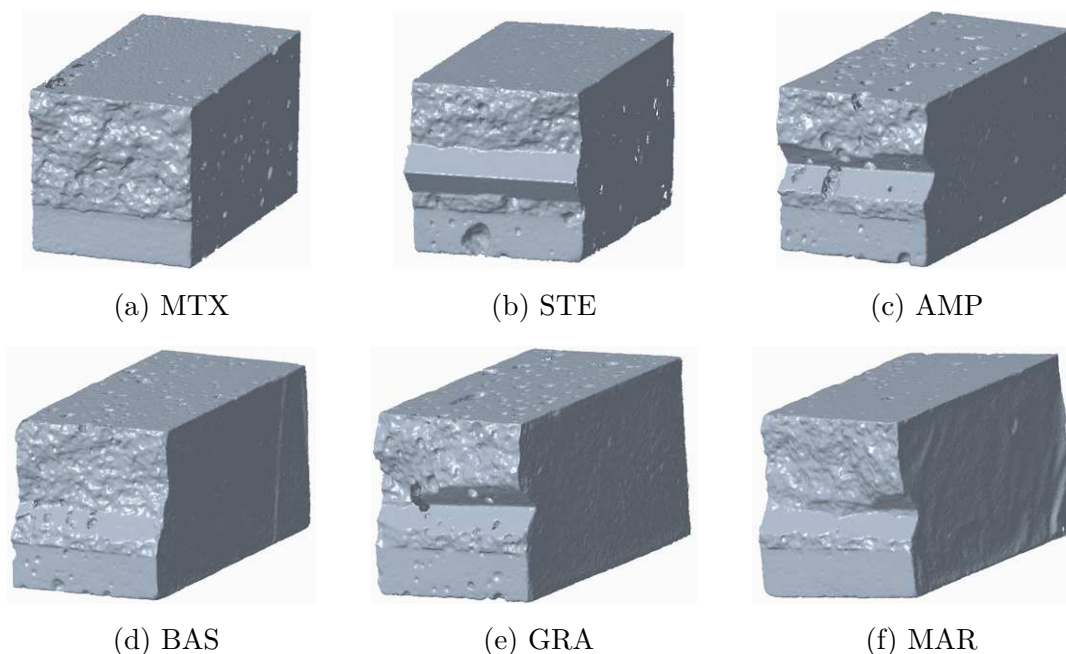
Skenované povrchy zkušebních těles jsou již samy o sobě matné. Vzhledem k rozměrům těles byla použita skenovací podložka obsahující již nalepené targety. Během skenování se na počítači v reálném čase zobrazuje snímaný povrch objektu, laserový kříž a poloha pozičních bodů. Mimo to je skener vybaven barevným signalizačním zařízením, které pomáhá udržet víceméně konstantní vzdálenost skeneru od snímaného objektu. Výsledkem skenování je mračno bodů, resp. polygonová síť vytvořená z mračna bodů [105, 158, 193].

Parametry 3D skeneru

Skenování bylo zajištěno 3D skenerem, který je osazen dvěma vysokorychlostními kamerami a vyzařuje modrý laserový kříž o 7 paprscích pro rychlé zachycení celého zorného pole, příp. je vybaven světelným proužkem pro skenování úzkých otvorů (např. dutin). Přesnost skeneru (rozdíl mezi skutečnou a změřenou hodnotou) je až 0,03 mm, objemová přesnost dosahuje 0,02–0,06 mm · m⁻¹ a maximální rozlišení (délka prvku polygonální sítě) je až 0,05 mm [72].

3.2.3 Výsledky

Na Obr. 3.18 jsou zobrazeny vybrané naskenované poloviny těles po lomové zkoušce. Nezanedbatelnou výhodou 3D skenování je nejen zobrazení makrostruktury povrchů, ale také měření jejich rozměrů. V odstavcích níže jsou uvedeny naměřené střední hodnoty hloubky zářezu a_0 , výšky tělesa W a plochy ligamentu A_{lig} .



Obr. 3.18: Příkladnaskenovaných těles.

První měřicí kampaň

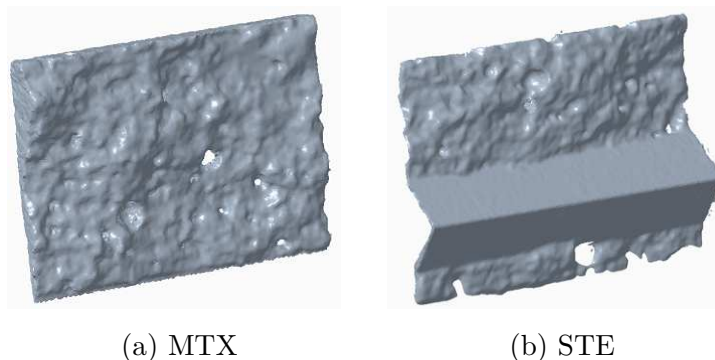
Změřené rozměry těles první měřicí kampaně, jmenovitě hloubka zářezu a_0 , výška tělesa W a plocha ligamentu $A_{\text{lig,m}}$ jsou uvedeny v Tab. 3.3. V tabulce je dále uvedena plocha ligamentu $A_{\text{lig,c}}$ vypočtená jako průmět dráhy šíření trhliny a poměr těchto dvou ploch $A_{\text{lig,c}}/A_{\text{lig,m}}$. Zde uvedené rozměry jsou vypočteny jako průměr ze dvou těles, resp. ze dvou polovin těles.

Tab. 3.3: Zjištěné rozměry těles 1. měřicí kampaně.

Vzorek	a_0 [mm]	W [mm]	$A_{\text{lig,m}}$ [mm ²]	$A_{\text{lig,c}}$ [mm ²]	$A_{\text{lig,c}}/A_{\text{lig,m}}$ [–]
MTX	11,2	39,8	1298,47	1150,25	0,89
STE	10,5	39,9	1461,54	1368,31	0,94

Poměr mezi vypočtenou a skutečně naměřenou plochou ligamentu je u referenčního tělesa $A_{\text{lig,c}}/A_{\text{lig,m}}=0,89$. Oproti tomu poměr mezi vypočtenou a skutečně naměřenou plochou ligamentu je u těles s ocelovou inkluzí roven $A_{\text{lig,c}}/A_{\text{lig,m}} = 0,94$. Rozdíl je způsoben výskytem inkluze, jak bude zmíněno v diskuzi.

Naskenované plochy ligamentu jsou zobrazeny na Obr. 3.19.



Obr. 3.19: Plochy ligamentu.

Druhá měřicí kampaň

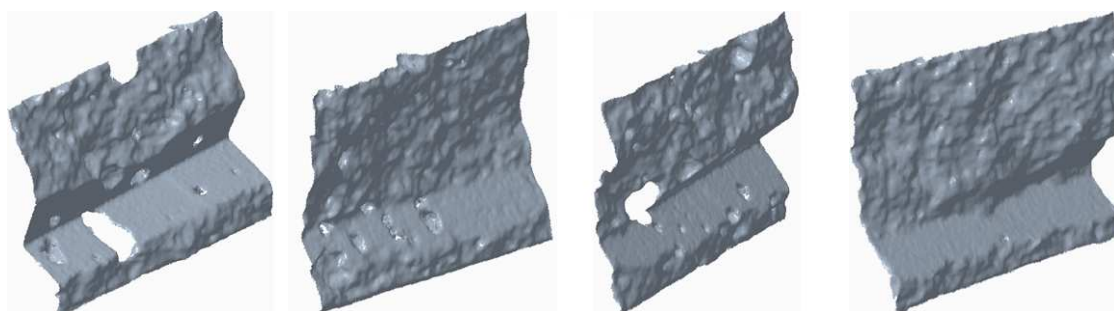
Změřené rozměry těles druhé měřicí kampaně jsou uvedeny v Tab. 3.4. Zde uvedené rozměry jsou vypočteny z jednoho tělesa, resp. z jeho poloviny. Zbytek těles byl zničen při nanoindentačních zkouškách, viz kapitola 3.6.

Poměr mezi vypočtenou a skutečně naměřenou plochou ligamentu je u těles s horninovými inkluzemi přibližně roven 1. I zde je rozdíl oproti matici způsoben výskytem inkluze.

Tab. 3.4: Zjištěné rozměry těles 2. měřicí kampaně.

Vzorek	a_0 [mm]	W [mm]	$A_{\text{lig,m}}$ [mm ²]	$A_{\text{lig,c}}$ [mm ²]	$A_{\text{lig,c}}/A_{\text{lig,m}}$ [-]
AMP	10,9	39,9	1349,67	1347,4517	1,00
BAS	10,7	39,9	1291,89	1261,7258	0,98
GRA	10,6	39,8	1359,44	1355,4517	1,00
MAR	10,5	39,9	1300,65	1269,7258	0,98

Naskenované plochy ligamentu jsou zobrazeny na Obr. 3.20. Nejkompaktnější plochu ligamentu mají tělesa s mramorovou (MAR) a čedičovou (BAS) inkluzí, čemuž odpovídají i nejvyšší hodnoty maximálního zatížení F_{max} , viz oddíl 3.3.2. Mimo to jediné sledované šíření trhliny skrze inkluzi bylo v případě tělesa s mramorovou inkluzí. Naopak pravděpodobně nejméně kompaktní plocha ligamentu je pozorována u tělesa s inkluzí z amfibolitu, u nějž bylo rovněž narušeno horizontální zarovnání inkluze, čemuž odpovídá nejnižší hodnota maximální síly F_{max} , viz oddíl 3.3.2 [165].



(a) AMP

(b) BAS

(c) GRA

(d) MAR

Obr. 3.20: Plochy ligamentu.

Třetí měřicí kampaň

Bohužel tělesa této kampaně nebyla pro skenování již k dispozici vzhledem k velkému časovému odstupu.

Čtvrtá měřicí kampaň

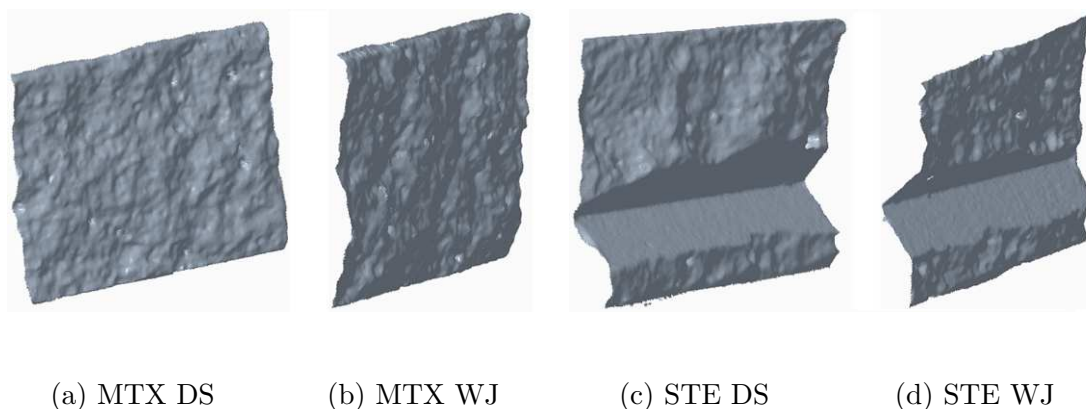
Změřené rozměry těles čtvrté měřicí kampaně, resp. střední hodnota a směrodatná odchylka ze 3 měření pro každou sadu, jsou uvedeny v Tab. 3.5.

Poměr mezi vypočtenou a skutečně naměřenou plochou ligamentu je opět u těles s ocelovými inkluzemi přibližně roven 1. I zde je rozdíl oproti matici způsoben výskytem inkluze.

Tab. 3.5: Zjištěné rozměry těles 4. měřicí kampaně.

Vzorek	a_0 [mm]	W [mm]	$A_{\text{lig,m}}$ [mm ²]	$A_{\text{lig,c}}$ [mm ²]	$A_{\text{lig,c}}/A_{\text{lig,m}}$ [-]
MTX DS	$11,27 \pm 0,18$	$39,95 \pm 0,12$	$1223,47 \pm 13,52$	$1149,33 \pm 7,57$	$0,94 \pm 0,014$
MTX WJ	$11,57 \pm 0,14$	$40,05 \pm 0,08$	$1242,49 \pm 5,19$	$1135,33 \pm 3,06$	$0,91 \pm 0,002$
STE DS	$11,27 \pm 0,23$	$39,96 \pm 0,09$	$1351,01 \pm 20,60$	$1336,78 \pm 10,07$	$0,99 \pm 0,019$
STE WJ	$11,72 \pm 0,19$	$40,05 \pm 0,06$	$1349,81 \pm 29,41$	$1318,12 \pm 6,11$	$0,98 \pm 0,017$

Naskenované plochy ligamentu jsou zobrazeny na Obr. 3.21. Vzhledem k tomu, že vzorky byly zkoušeny ve stáří cca 3 roky, je plocha ligamentu mnohem více kompaktní než plocha ligamentu předchozích těles (Obr. 3.19). Mimo tuto skutečnost lze vidět, že přípravek vytisknutý na 3D tiskárně pro ustálení polohy inkluze by potřeboval vyladit, jelikož i u těchto vzorků docházelo k narušení horizontálního zarovnání inkluze.



Obr. 3.21: Plochy ligamentu.

Diskuze

Je zřejmé, že skutečná hloubka zářezu je menší než navržená ($a_0 = 12$ mm), což negativně ovlivní odhad lomové mechanických parametrů kompozitu. V článku [165] bylo prokázáno, že rozdíly u lomové houževnatosti jsou pro navrženou hloubku zářezu [181] a „skutečnou“ hloubku zářezu [165] zjištěnou ze 3D skenů cca 10 %. Navíc byla lomová houževnatost při uvažování návrhových hodnot a_0 nadhodnocena, což je na stranu nebezpečnou.

Vlivem povrchu inkluze dochází ke zkreslení ploch ligamentu. Pokud by se tyto plochy odebraly a porovnaly vypočtené $A_{\text{lig,c}}$ a změřené $A_{\text{lig,m}}$ plochy ligamentu bez těchto ploch inkluze, dostaly by se velmi podobné hodnoty poměrů $A_{\text{lig,c}}/A_{\text{lig,m}}$ jako v případě referenčních těles, viz Tab. 3.6. V Tab. 3.6 nejsou uvedena tělesa

s horninovou inkluzí z důvodu absence referenčního vzorku a komplikovaného šíření trhliny, které by do jisté míry neumožnilo kvalitativně a kvantitativně stanovit vypočtenou plochu ligamentu $A_{\text{lig,c}}$.

Tab. 3.6: Porovnání hodnot $A_{\text{lig,m}}$ a $A_{\text{lig,c}}$

Vzorek	$A_{\text{lig,m}}$ [mm ²]	$A_{\text{lig,c}}$ [mm ²]	$A_{\text{lig,c}}/A_{\text{lig,m}}$ [–]
MTX_1	1298,47	1150,25	0,89
STE_1	821,54	728,31	0,89
MTX DS	1223,47±13,52	1149,33±7,57	0,94±0,014
STE DS	711,01±20,60	696,78±10,066	0,98±0,035
MTX WJ	1242,49±5,19	1137,33±6,11	0,92±0,004
STE WJ	709,81±29,41	678,12±6,11	0,96±0,031

Z Tab. 3.6 je zřejmé, že v případě těles první měřicí kampaně, je poměr $A_{\text{lig,c}}/A_{\text{lig,m}}$ totožný s poměrem v případě matrice. Důvodem bylo stáří vzorků (14 dní), které neumožnilo vyvinout dostatečnou vazbu mezi inkluzí a matricí. V tomto případě plochy ligamentu po zkouškách v podstatě kopírovaly povrch inkluze. Oproti tomu u poslední, čtvrté, měřicí kampaně již je odlišnost zřejmá. Důvodem bylo opět stáří vzorků (přibližně 3 roky), které umožnilo vyvinout vazbu, i když stále nedokonalou, mezi inkluzí a matricí. Nicméně i zde lze vidět, že poměr $A_{\text{lig,c}}/A_{\text{lig,m}}$ se přiblížil těmto poměrům v případě referenčních těles.

Za zmínku stojí, že plocha ligamentu vystupuje ve vzorci pro specifickou lomovou energii G_F (viz dále), konkrétně ve jmenovateli. Specifická lomová energie G_F je tedy nepřímo úměrná ploše ligamentu A_{lig} , čímž může dojít k nadhodnocení tohoto lomově mechanického parametru vyskytujícího se v materiálových modelech, jmenujme např. v modelu pásu trhlín [13] či kohezivním modelu (CZM) [25, 46].

3.3 Vyhodnocení lomových testů

3.3.1 Metodika vyhodnocení

Specifická lomová energie

Specifická lomová energie je definována jako energie potřebná k vytvoření jednotkové plochy trhliny [133], viz Rov. 3.4.

$$G_F = \frac{W_F}{A_{\text{lig}}}, \quad (3.4)$$

kde	G_F	je specifická lomová energie [$\text{J} \cdot \text{m}^{-2}$],
	A_{lig}	plocha ligamentu [m^2],
	$W_F = \int_0^\delta F d\delta$	lomová práce [$\text{N} \cdot \text{m}$],
	F	zatěžovací síla [N],
	$d\delta$	infinitesimální přírůstek průhybu [mm].

Modul pružnosti

Modul pružnosti se vypočítá z první přibližně lineární části F - δ diagramu dle Rov. 3.5, která vychází z analytického řešení průhybu prostého nosníku obdélníkového průřezu zatíženého silou uprostřed rozpětí se zahrnutím vlastní tíhy q . První člen v Rov. 3.5 se vypočte z průhybu trhlinou neoslabeného průřezu při uvažování průhybu nejen od ohybového momentu, ale i od posouvající síly. Druhý člen v Rov. 3.5 zahrnuje již vliv zářezu a vychází z Castiglianova principu [82].

$$E = \frac{F_i}{4B\delta_i} \left(\frac{S}{W}\right)^3 \left[1 + \frac{5qS}{8F_i} + \left(\frac{W}{S}\right)^2 \left\{ 2,70 + 1,35\frac{qS}{F_i} \right\} - 0,84 \left(\frac{W}{S}\right)^3 \right] + \frac{9}{2} \frac{F_i}{B\delta_i} \left(1 + \frac{qS}{2F_i}\right) \left(\frac{S}{W}\right)^2 F_1(\alpha_0), \quad (3.5)$$

F_i, δ_i	je síla [kN], resp. průhyb [mm] odečtený z lineární části F - δ diagramu,
S, B a W	rozpětí, rozměry vzorku (Obr. 3.1) [mm],
q	vlastní tíha vzorku [$\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1}$],
$F_1(\alpha_0) = \int_0^{\alpha_0} xY^2(x) dx$,	tvarová funkce [-],
$\alpha_0 = \frac{a_0}{W}$	poměr délky trhliny k výšce vzorku [-].

Funkce geometrie $Y(\alpha)$ je dána vztahem 3.6.

$$Y(\alpha) = \frac{1,99 - \alpha(1 - \alpha)(2,15 - 3,93\alpha + 2,7\alpha^2)}{(1 + 2\alpha)(1 - \alpha)^{3/2}} \quad (3.6)$$

Lomová houževnatost

Lomová houževnatost K_{Ic} , kde $i = I, II, III$ odpovídá módům zatížení, je jeden z materiálových parametrů, který umožňuje popis křehkého lomu. Pro případ konfigurace tříbodového ohybu, tzn. namáhání ve smyslu tahového módu I, se K_{Ic} vypočte dle Rov. 3.7. Tvarový součinitel $Y(\alpha_0)$ je dán v Rov. 3.6 [82].

$$K_{Ic} = \frac{6F_{\max}S}{4BW^2} \sqrt{a}Y(\alpha_0) \quad (3.7)$$

Efektivní lomová houževnatost

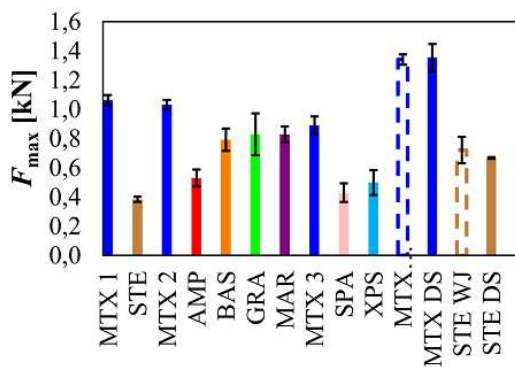
Ve snaze lépe popsat kvazikřehké chování byl koncept lomové houževnatosti rozšířen pomocí dvouparametrového modelu a modelu efektivní délky trhliny. Základní myšlenkou modelu efektivní délky trhliny je, že účinek změkčení v důsledku mikropraskání v lomové procesní zóně před čelem existujícího zářezu/trhliny je nahrazen energeticky ekvivalentním prodloužením stávající délky trhliny na délku efektivní a_e . Efektivní délka trhliny a_e je získána prodloužením počáteční délky a_0 na takovou hodnotu, při které bude, při zachování konstantního modulu pružnosti materiálu E stanoveného dle metody uvedené výše, dosažen průhyb δ_{\max} při působení maximální síly F_{\max} [82] – sečnový modul pružnosti.

Pro stanovení a_e je nutné si v Rov. 3.5 nahradit F_i hodnotou F_{\max} a δ_i hodnotou δ_{\max} , viz Rov. 3.8. Poté hledáme a_e , přičemž je nutné úlohu řešit iteračně. Po nalezení a_e je možné vypočítat efektivní lomovou houževnatost K_{Ic}^e s odpovídající délkou trhliny a_e a poměrem α_e dle Rov. 3.7.

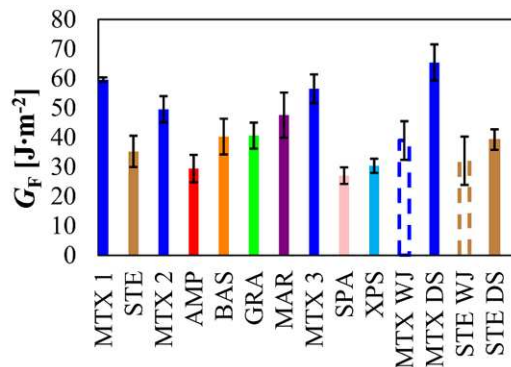
$$E = \frac{F_{\max}}{4B\delta_{\max}} \left(\frac{S}{W}\right)^3 \left[1 + \frac{5qS}{8F_{\max}} + \left(\frac{W}{S}\right)^2 \left\{ 2,70 + 1,35 \frac{qS}{F_{\max}} \right\} - 0,84 \left(\frac{W}{S}\right)^3 \right] + \frac{9}{2} \frac{F_{\max}}{B\delta_{\max}} \left(1 + \frac{qS}{2F_{\max}}\right) \left(\frac{S}{W}\right)^2 F_1(\alpha_e) \quad (3.8)$$

3.3.2 Vyhodnocení lomových zkoušek

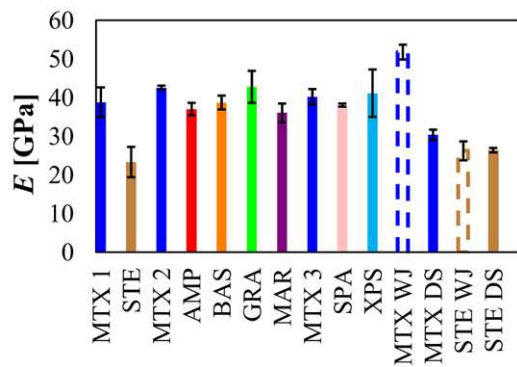
Střední hodnoty, včetně oboustranně vynesných výběrových směrodatných odchylek pro lomově mechanické parametry, jsou zobrazeny v grafech na Obr. 3.22. Tyto hodnoty již reflektují „skutečné“ rozměry zkušebních těles zjištěných pomocí 3D skenování, viz odstavec 3.2. V porovnání s hodnotami získanými v úvodních fázích výzkumu pomocí programu StiCrack [150], viz [180], pro navržené rozměry a_0 a W , se tyto hodnoty výrazně liší (u některých parametrů a těles i o více než 10 %). Z výsledků je zřejmé, že inkluze výrazně ovlivňuje lomově mechanické vlastnosti.



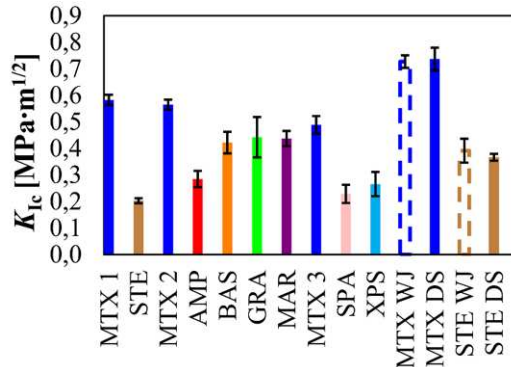
(a) Maximální zatížení.



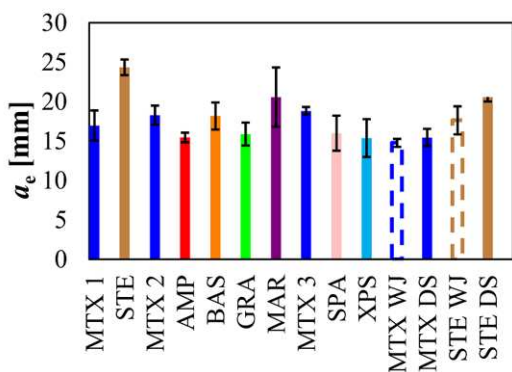
(b) Specifická lomová energie.



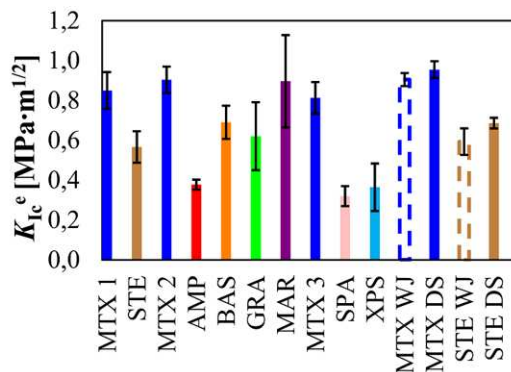
(c) Zdánlivý modul pružnosti.



(d) Zdánlivá lomová houževnatost.



(e) Efektivní délka trhliny.



(f) Efektivní lomová houževnatost.

Obr. 3.22: Vyhodnocení lomových zkoušek.

3.4 Lomové testy materiálů horninových inkluzí

Při tvorbě tohoto odstavce bylo čerpáno z článků [178, 179] a disertace [159].

Pro přípravu horninových inkluzí byly vybrány čtyři základní typy hornin (Obr. 3.23). Konkrétně se jednalo o:

- amfibolit z bývalého uranového dolu Rožná I,
- olivinický čedič z lomu Bílčice,
- biotitický granit z lomu Černá Voda–Nový lom,
- mramor z lomu Mramorový vrch z Horní Lipové.

Tyto horniny byly vybrány záměrně, neboť představují hlavní suroviny používané při výrobě drceného kameniva v České republice. Na území ČR se v současné době nachází více než 200 aktivních ložisek drceného kamene [149], z toho cca 23 % tvoří ložiska žuly, cca. 12 % ložiska čediče, cca 7 % amfibolitová ložiska a cca 2 % mramorová ložiska. Z hlediska celkové produkce drceného kameniva v ČR tvoří čedičové vulkanity asi 25 % a kyselé plutonity jako žuly asi 20 % v současnosti vyráběného kameniva [149].



Obr. 3.23: Vzorky hornin použité pro přípravu inkluzí po lomových zkouškách (v pořadí zleva doprava): amfibolit, čedič, žula a mramor.

Tmavě šedý až černý, hrubozrný amfibolit z dolu Rožná I (cca 40 km SZ od Brna) je tvořen převážně amfibolem (cca 60–70 % objemu horniny), který se svým složením mění od tschermakitu po magnesiohornblende [33]. Další horninové minerály tvoří plagioklas, jehož zásaditost odpovídá andenzitu až labradoritu (cca 20–30 obj. %), a vzácně se vyskytujícímu křemenu (do 10 obj. %). Typickými vedlejšími minerály vyskytujícími se v malé míře jsou titanit, zirkon a opalazující fáze, pravděpodobně pyrit. Hornina vykazuje plošně paralelní strukturu a granoblastickou (zrnitou) texturu.

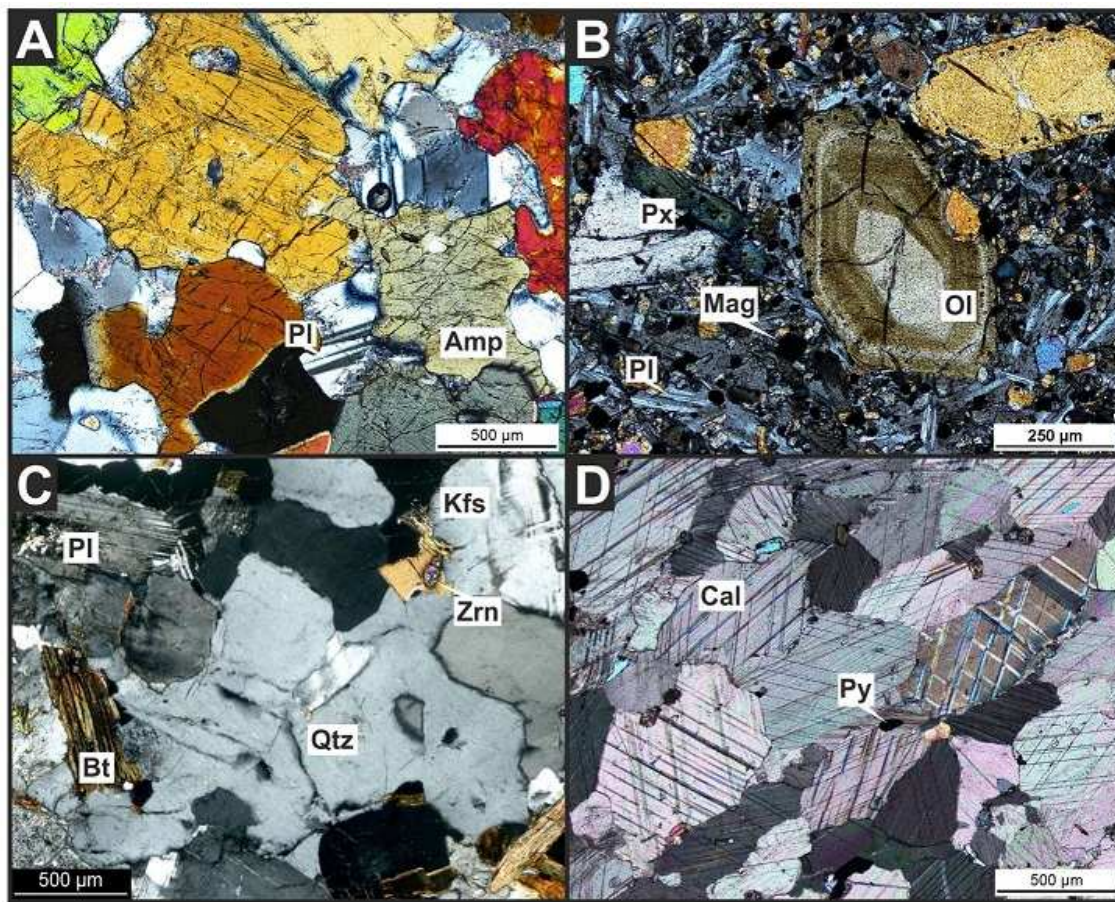
Olivinický bazalt z Bílčického lomu (cca 40 km SV od Olomouce) má typickou masivní až vezikulární strukturu a porfyrickou texturu s pilotaxitickou texturou

horninové matrice. Fenokrystaly (vyrostlice) jsou tvořeny převážně olivínem (cca 15–20 %), ostatní horninotvorné minerály jsou zastoupeny pyroxenem (zejména augit cca 37–45 %), plagioklasem bohatým na vápník labradoritového složení (cca 20–30 %) a magnetitem (až 20 %). Podíl amorfní fáze (čedičové sklo) je do 3 %. Kromě výroby kameniva se tento čedič v minulosti používal také pro výrobu minerální vlny [145].

„Světlá slezská žula“ z lomu Černá Voda–Nový lom (cca 10 km S od města Jeseník) je petrograficky zastoupena světle šedou až šedou, středně zrnitou biotitickou žulou, pro kterou je typická holokrystalická, ekvigranulární, hypidiomorfní až alotriomorfní granitická textura a masivní struktura. Minerální složení je poměrně jednoduché, složky felzické horniny tvoří křemen (cca 30 %), K-živce (cca 40 %) a plagioklasy (cca 25 %), zatímco biotit (cca 5 %) je základním mafickým minerálem. Mezi ostatní vedlejší minerály patří zirkon, titanit, apatit, magnetit a vzácný allanit [101].

Mramor z lomu Horní Lipová–Mramorový vrch (cca 7 km Z od města Jeseník) je známým stavebním a dekorativním kamenem často označovaným jako „tmavý lipovský mramor“. Hornina má typicky světle šedou až tmavě šedou barvu, často s dobře viditelnou páskovanou texturou. Je téměř zcela (často z více než 90 %) složen z kalcitu, další minerály jako grafit, křemen, muskovit a pyrit se vyskytují ojediněle, některé dokonce jen jako ostatní vedlejší minerály. Hornina vykazuje masivní až plošně paralelní strukturu a granublastickou texturu.

Mikrostruktury hornin použitých pro přípravu inkluzí jsou zobrazeny na Obr. 3.24.



Obr. 3.24: Mikrostruktura studovaných hornin. A – amfibolit, B – basalt (čedič), C – granit (žula), D – mramor. Zkratky horninotvorných minerálů (v abecedním pořadí). Amp – amfibol, Bt – Biotit, Cal – kalcit, Kfs – K-živec, Mag – magnetit, Ol – olivín, Pl – plagionklas, Px – pyroxen, Py – pyrit, Qtz – křemen, Zrn – zirkon.

3.4.1 Chemické složení hornin

Chemické složení hornin bylo stanoveno semikvantitativně pomocí XEPOS rentgenového fluorescenčního (XRF) energeticky disperzního spektrometru (Spectro Analytical Instruments GmbH, Germany). Hornina byla rozemleta, smíchána s voskem a byla vytvořena tableta, která byla poté analyzována v ochranné atmosféře (He). Výsledky stanovení chemického složení hornin jsou uvedeny v Tab. 3.7

Tab. 3.7: Chemické složení hornin stanovené pomocí XRF spektrometru [%].

	SiO ₂	TiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃ *	MnO	MgO	CaO	Na ₂ O	K ₂ O	P ₂ O ₅	LOI	Σ
AMP	44,80	0,88	15,25	12,08	0,22	9,56	12,47	1,57	1,05	0,05	1,57	99,50
BAS	42,21	2,66	13,36	13,72	0,22	8,26	12,90	3,80	0,76	0,97	0,56	99,42
GRA	71,60	0,29	13,70	2,68	0,04	0,41	1,95	3,45	5,02	0,11	0,43	99,68
MAR	2,31	0,12	1,12	0,72	0,01	0,70	53,10	0,19	0,21	0,06	41,31	99,85

Vysvětlivky: * = železo ve formě Fe₂O₃, LOI = ztráta žíháním;

vzorky byly vypáleny v peci po dobu 3 hodin při teplotě 1100°C

3.4.2 Fyzikální, mechanické a lomové vlastnosti hornin

Před provedením lomových zkoušek byly stanoveny některé základní fyzikální a mechanické vlastnosti hornin, u kterých se předpokládá, že by mohly ovlivňovat lomově mechanické chování hornin. Konkrétně byly stanoveny následující parametry – objemová hmotnost ρ , rychlost šíření ultrazvukových vln ν_P , vodní kapacita horniny w_{atm} , celková pórovitost ϕ . Jednoosá pevnost v tlaku f_c byla stanovena na válcových vzorcích s poměrem $L/D \approx 96/48 \approx 2$. Pevnost v tahu f_t byla stanovena na vzorcích v konfiguraci Brazílského disku s poměrem $L/D \approx 34/48 \approx 0,7$. Získané výsledky představují průměrnou hodnotu vypočtenou z alespoň pěti měření, viz Tab. 3.8.

Tab. 3.8: Fyzikální a mechanické vlastnosti hornin.

	ρ [kg · m ⁻³]	ν_P [km · s ⁻¹]	w_{atm} [%]	ϕ [%]	f_c [MPa]	f_t [MPa]
AMP	2990	6,68	0,13	0,81	193,00	13,50
BAS	2970	5,49	1,16	3,44	232,00	12,30
GRA	2620	4,80	0,31	1,50	185,00	7,50
MAR	2710	4,92	0,17	0,69	107,00	8,90

Jak již bylo uvedeno v předchozím odstavci, pro účely stanovení lomově mechanických vlastností hornin byla provedena lomová zkouška tříbodovým ohybem tělesa se šípovým vrubem. Tato zkouška sloužila pro vyhodnocení lomové houževnatosti v tahovém módu namáhání (mód I) $K_{\text{Ic,AGG}}$ a dalších lomově mechanických vlastností hornin – Youngova modelu pružnosti E_{AGG} , Poissonova poměru ν_{AGG} , houževnatosti $\mathcal{G}_{\text{Ic,AGG}}$ a lomové energie $G_{\text{F,AGG}}$. Přehled středních hodnot těchto parametrů je uveden v Tab. 3.9.

Tab. 3.9: Lomové mechanické vlastnosti hornin.

	E_{AGG} [GPa]	ν_{AGG} [-]	$K_{Ic,AGG}$ [MPa · m ^{1/2}]	$\mathcal{G}_{Ic,AGG}$ [J · m ⁻²]	$G_{F,AGG}$ [J · m ⁻²]
AMP	143,00	0,16	3,37	79,60	448,00
BAS	87,80	0,15	2,25	57,40	339,00
GRA	59,60	0,18	1,26	26,70	189,40
MAR	108,10	0,20	1,85	31,60	249,20

3.5 Mikrostruktura rozhraní

Mikrostruktura ITZ byla zkoumána pomocí rastrovací elektronové mikroskopie (SEM) na tělesech s inkluzemi, mimo těles s otvorem a XPS inkluzí.

3.5.1 Teorie

Elektronový mikroskop je optický přístroj, ve kterém slouží k zobrazení elektrony, na rozdíl od optických mikroskopů využívajících fotony. Základní rozdělení elektronových mikroskopů je následující [91]:

- Transmisní elektronový mikroskop (TEM) – zobrazuje vnitřní strukturu vzorku pomocí elektronů, které vzorkem procházejí.
- Rastrovací elektronový mikroskop (SEM) – zobrazuje povrch vzorku na základě detekce sekundárních nebo zpětně odražených elektronů. Při dalším výkladu bude, vzhledem k jeho využití, věnována pozornost pouze tomuto typu elektronového mikroskopu.

Základní princip SEM spočívá ve vytvoření úzkého paprsku elektronů emisí ze zdroje. Energie elektronů v tomto paprsku E_0 se běžně volí v rozsahu $E_0 = 0,1\text{--}30$ keV. Po emisi ze zdroje a urychlení na vysokou energii je elektronový paprsek modifikován clonami, elektromagnetickými cívkami apod., které postupně zmenšují jeho průměr. Tento zaostřený paprsek elektronů následně dopadá na povrch tělesa v diskrétních místech (postupně v řádcích/rastru), ve kterých při dopadu způsobí pružné i nepružné srážky s atomy vzorku. Pružným rozptylem vznikají zpětně odražené elektrony (BSE), což jsou elektrony, které vystupují ze vzorku po coulombovské interakci s jádrem atomu. Oproti tomu nepružnými procesy vznikají sekundární elektrony (SE), které unikají z povrchu vzorku s velmi nízkou kinetickou energií 0–50 eV. V každém místě paprsku jsou tyto odchozí elektronové signály měřeny pomocí jednoho nebo více elektronových detektorů, obvykle Everhart-Thornleyho detektoru. Konvenční SEM musí pracovat za podmínek vysokého vakua ($< 10^{-4}$ Pa), aby se minimalizoval nežádoucí rozptyl, který by elektronový paprsek, stejně jako BSE a SE,

utrpěly při setkání s atomy a molekulami atmosférických plynů. Mimo výše popsané dochází při interakci paprsku elektronů se vzorkem k emisi dvou druhů rentgenového záření – (i) charakteristické rentgenové záření a (ii) kontinuální rentgenové záření. Více o tomto tématu bude pojednáno v odstavci 3.7 [60].

Zpětně odražené elektrony

Část elektronů dopadajícího paprsku prochází ve vzorku dostatečným rozptylem, aby zcela obrátily svůj původní směr cesty do vzorku, což způsobí návrat elektronů na povrch a opuštění vzorku. Tyto elektrony se nazývají zpětně odražené elektrony (BSE) a dokáží zobrazit informace o složení vzorku, topografii, tloušťce hmoty a krystalografii. Složení vzorku je možné pozorovat kontrastem, který závisí na středním protonovém čísle Z – vyšší atomové číslo je znázorněno světlejší barvou. Je-li snímek pořízen z plochého vzorku, pak lze místní rozdíly ve složení pozorovat jako rozdíly v intenzitě BSE obrazu ve stupních šedi [60].

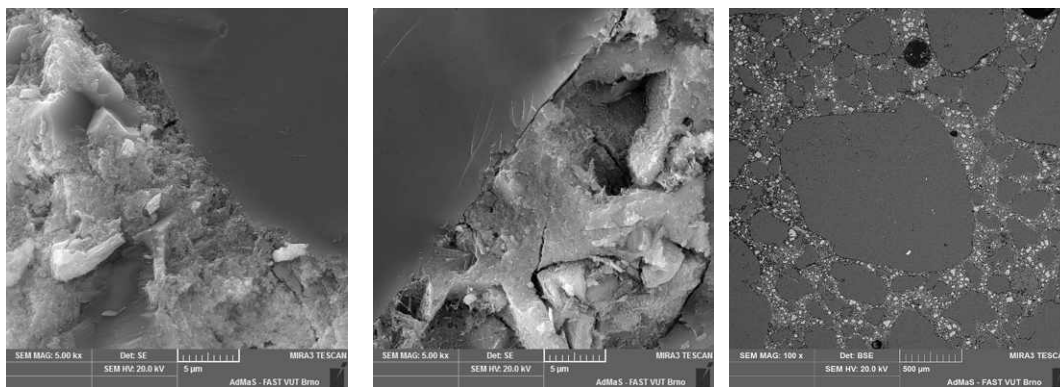
Sekundární elektrony

Sekundární elektrony vznikají, když nepružný rozptyl elektronů v paprsku vytrhne slabě vázané valenční elektrony (v případě iontově nebo kovalentně vázaných materiálů) nebo elektrony vodivostního pásu (v případě kovů), které mají vazebné energie 1–15 eV k atomu. SE nesou informaci o topografii povrchu vzorku a platí, že čím je počet zachycených SE větší, tím je zobrazený bod světlejší [60].

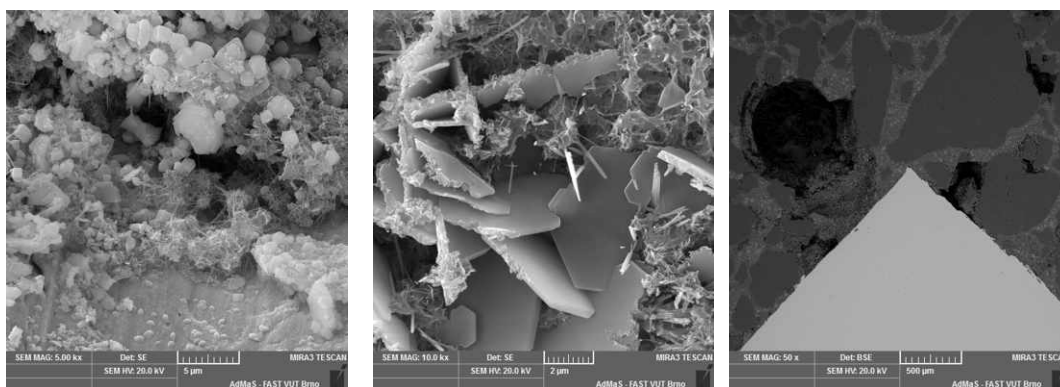
3.5.2 Výsledky

Mikrostrukturu matrice pro demonstraci rozdílnosti mezi mikrostrukturou ITZ a matrice lze nalézt na Obr. 3.25. Mikrostruktura obsahuje převážně Portlandit, C-S-H gel a zrna křemičitého písku. Poslední snímek vzniklý detekcí BSE ukazuje rozložení zrn kameniva [163].

Snímky z elektronového mikroskopu těles s ocelovou inkluzí (Obr. 3.26 vlevo) ukazují zatvrdlý cement, který přilnul k inkluzi po lomových zkouškách. Mikrostruktura rozhraní je tvořena ettringitovými jehlicemi, fázemi C-S-H gelu a na mnoha místech i velkými krystaly portlanditu (prostřední snímek). Vzhledem k tomu, že ocel neobsahuje složky reagující se zatvrdlým cementem, je adheze důsledkem drsnosti povrchu inkluze. Snímek vpravo ukazuje souvislost mezi inkluzí a zatvrdlým cementovým kamenem získanou detekcí BSE. Jsou zde patrné kavity, které mohly vzniknout nedostatečným zhutněním čerstvé směsi, příp. během ošetření těles [175].



Obr. 3.25: Mikrostruktura matrice charakterizovaná SEM prostřednictvím detekce SE (vlevo) a BSE (foto Dr. Bayer).



Obr. 3.26: Mikrostruktura rozhraní ocel–matrice charakterizovaná SEM prostřednictvím detekce SE (vlevo) a BSE (foto Dr. Bayer).

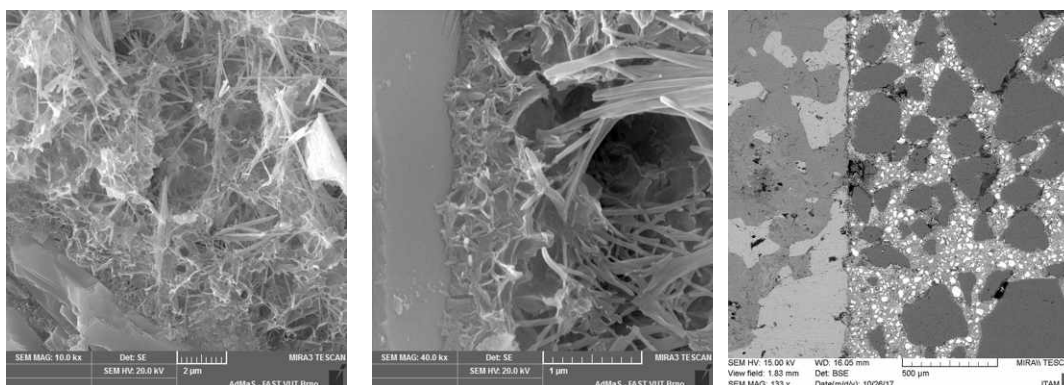
Následující snímky z elektronového mikroskopu (Obr. 3.27–Obr. 3.30 vlevo) ukazují zatvrdlý cement, který přilnul k inkluzím po lomových zkouškách. Mikrostruktury rozhraní těles s inkluzí z amfibolitu, čediče a žuly jsou si velmi podobné. Mikrostruktura těles s mramorovou inkluzí je odlišná, na mnoha místech jsou velké krystaly portlanditu, složky C-S-H a C-A-H mají méně porézní strukturu [178, 179].

Prostřední snímky ukazují spojení zatvrdlého cementu s povrchem inkluze. U těles s inkluzí z amfibolitu, čediče a žuly nebyla nalezena žádná vazba mezi cementem a povrchem inkluze. Nicméně u těles s mramorovou inkluzí zatvrdlý cement přilne k povrchu inkluze a vytvoří vazbu [178, 179].

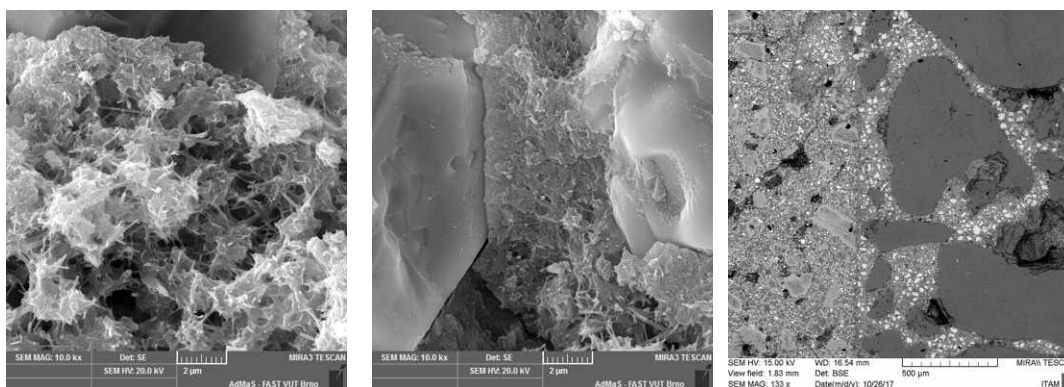
Vzhledem k tomu, že použité materiály inkluze neobsahují složky, které mají tendenci reagovat se zatvrdlým cementem (např. pucolány) nebo vytvářet nové fáze v ITZ, je adheze pravděpodobně důsledkem drsnosti povrchů inkluzí. Nicméně tato vlastnost inkluzí a přilnavost zatvrdlého cementu k jejich povrchu nebyla zkoumána,

jelikož je časově, finančně i mechanicky velmi náročná [178, 179].

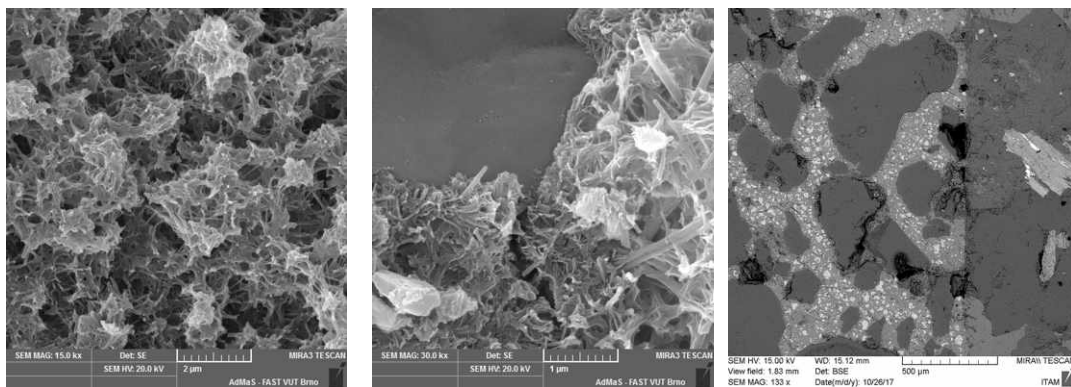
Třetí (pravé) snímky ukazují souvislost mezi inkluzí a zatvrdlým cementovým kamenem získanou detekcí zpětně odrážených elektronů na leštěných vzorcích. Nicméně tyto snímky plně nepodporují výsledky získané z lomových ploch vzorků. Rozdíly na rozhraní materiálů (zatvrdlého cementu a inkluze) jsou zřejmé, ovšem vazbu nelze relevantně vyhodnotit, jelikož bylo rozhraní pravděpodobně vyplněno brusným prachem při přípravě leštěných vzorků. Na druhou stranu, v případě těles s mramorovou inkluzí se mezi oběma materiály vytvořila trhlinka [178, 179].



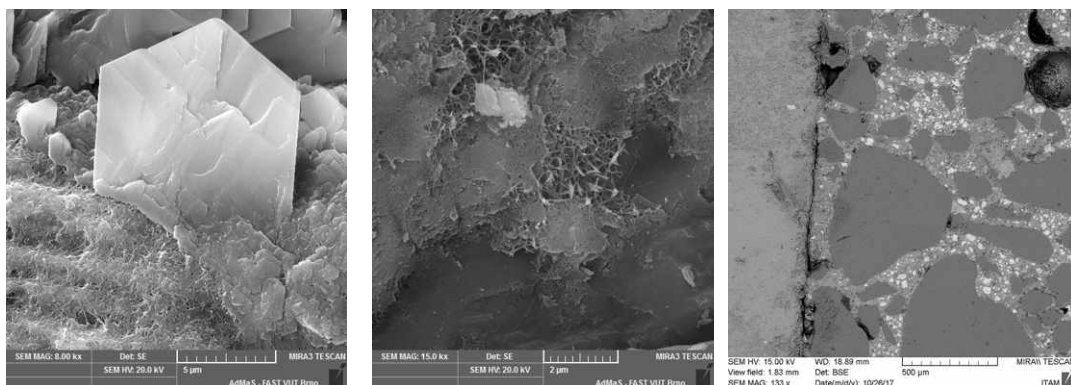
Obr. 3.27: Mikrostruktura rozhraní amfibolit–matrice charakterizovaná SEM prostřednictvím detekce SE (vlevo) a BSE (foto Dr. Bayer a prof. Němeček (ČVUT)).



Obr. 3.28: Mikrostruktura rozhraní čedič–matrice charakterizovaná SEM prostřednictvím detekce SE (vlevo) a BSE (foto Dr. Bayer a prof. Němeček (ČVUT)).



Obr. 3.29: Mikrostruktura rozhraní žula–matrice charakterizovaná SEM prostřednictvím detekce SE (vlevo) a BSE (foto Dr. Bayer a prof. Němeček (ČVUT)).



Obr. 3.30: Mikrostruktura rozhraní mramor–matrice charakterizovaná SEM prostřednictvím detekce SE (vlevo) a BSE (foto Dr. Bayer a prof. Němeček (ČVUT)).

3.6 Nanoindentace

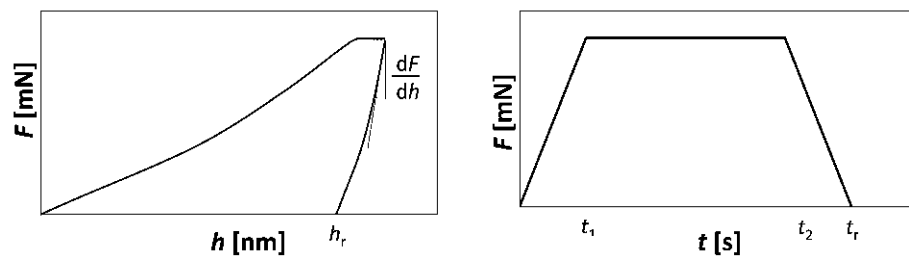
Nanoindentační měření byla prováděna na ČVUT v Praze pod vedením prof. Ing. Jiřího Němečka, Ph.D., DSc.

3.6.1 Teorie

Nanoindentace se používá pro získání materiálových parametrů – modulu pružnosti E , tvrdosti H a plastických či viskózních parametrů – z experimentálních dat zatížení hrotu F a hloubky zatlačení h [40, 117, 120].

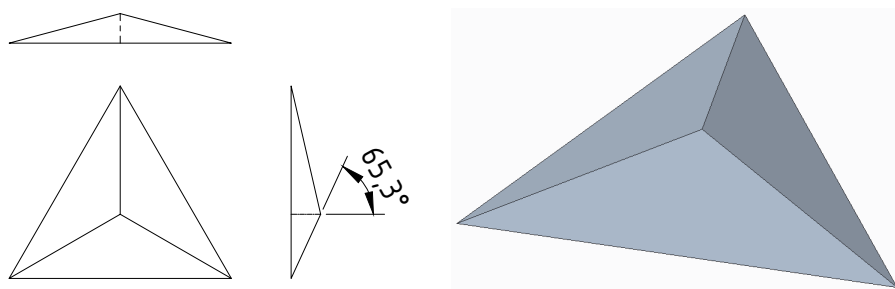
Princip nanoindentace spočívá v použití vnikacího tělesa z tvrdšího materiálu než je materiál zkoušený. Norma [40] doporučuje využití následujících tvarů a materiálů:

- diamantové vnikací těleso čtyřbokého jehlanu se čtvercovou základnou (jehlan dle Vickerse),

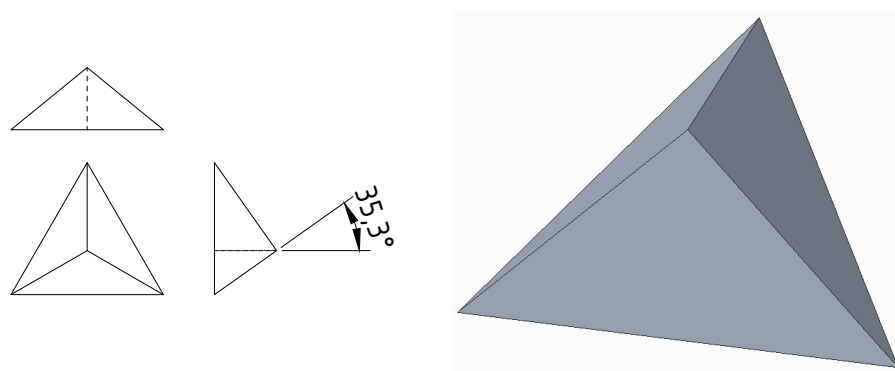


Obr. 3.31: Zatěžovací diagram síla F vs. hloubka vtisku h (vlevo); síla F vs. čas t .

- diamantový jehlan s trojúhelníkovou základnou (modifikovaný jehlan dle Berkoviche – viz Obr. 3.32),
- diamantový jehlan s trojúhelníkovou základnou, tzv. cube corner (viz Obr. 3.33),
- tvrdokovová kulička,
- diamantové kuželové vnikací těleso se sférickým vrcholem.



Obr. 3.32: Geometrie hrotu Berkovich dle [40].



Obr. 3.33: Geometrie hrotu cube corner dle [40].

Tvrдост

Tvrдост H se stanoví z hodnoty maximálního kontaktního tlaku, tzn. F_{\max} vyděleného kontaktní plochou indentoru $A_c(h)$ [40, 117, 120]:

$$H = \frac{F_{\max}}{A_c(h)} \quad (3.9)$$

U hloubky vtisku $h \geq 6 \mu\text{m}$ lze předpokládat, že se funkce plochy vnikacího tělesa shoduje s funkcí plochy tělesa teoretického tvaru. Například pro jehlan dle Berkoviche má funkce $A_c(h)$ následující tvar [40]:

$$A_c(h) = \frac{3 \cdot \sqrt{3} \cdot \tan \alpha}{\cos \alpha} \cdot h^2 \quad (3.10)$$

Modul pružnosti

Modul pružnosti se vypočítá ze vztahu mezi zatížením a penetrací pro vryp libovolného profilu dle Rov. 3.11 [117, 120, 147].

$$E_r = \frac{1}{2\xi} \frac{\sqrt{\pi}}{\sqrt{A_c(h_c)}} \frac{dF}{dh} \Bigg|_{F=F_{\max}}, \quad (3.11)$$

kde E_r je redukovaný modul dle Rov. 3.13 [GPa],

ξ korekční součinitel na nerotační tvar [-]

($\xi = 1,034$ pro jehlan dle Berkoviche) ,

$\frac{dP}{dh} \Big|_{P=P_{\max}}$ kontaktní tuhost [$\text{mN} \cdot \mu\text{m}^{-1}$].

Problém ovšem nastává s určením plochy pod indentorem A_c . To je možné přímým měřením za použití mikroskopu atomárních sil (AFM) nebo metodikou vypracovanou Oliverem a Pharrm [120], ve které je dána hloubka h_c následovně:

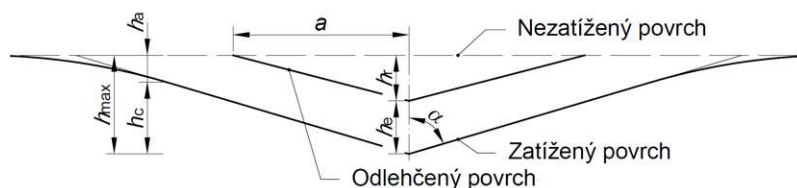
$$h_c = h_{\max} - \epsilon \frac{F_{\max}}{\frac{dF}{dh}}, \quad (3.12)$$

kde h_{\max} je maximální hloubka vniku indentoru [nm],

ϵ je součinitel závisující na geometrickém tvaru indentoru
(pro jehlan dle Berkoviche je $\epsilon = 0,75$)

Redukovaný modul pružnosti se vypočte z Hertzova řešení [68] kontaktu dvou pružných těles:

$$\frac{1}{E_r} = \frac{(1 - \nu^2)}{E} + \frac{(1 - \nu_i^2)}{E_i}, \quad (3.13)$$



Obr. 3.34: Schématické znázornění příčného řezu vtisku dle [117].

kde ν_i , E_i jsou elastické konstanty materiálu indentoru
 (pro diamant $E_i = 1140$ GPa a $\nu_i = 0,07$ [55]),
 ν , E hledané elastické konstanty indentovaného materiálu.

Vtiskové tečení

Pro měření časově závislých parametrů se využívá [40]:

- metoda řízeného zatížení – udržuje se zkušební zatížení na konstantní úrovni po předepsanou dobu a měří se změna hloubky vtisku jako funkce doby výdrže zkušebního zatížení,
- metoda řízené hloubky vtisku – udržuje se po stanovenou dobu jeho konstantní hloubka a měří se změna zkušebního zatížení jako funkce doby výdrže hloubky vtisku.

Je nutné poznamenat, že oba tyto druhy nejsou rovnocenné, oba dávají podstatně odlišné výsledky.

Parametr vtiskového tečení C_{IT} [%] se dle ČSN EN ISO 14 577-1 [40] vypočítá z následujícího vztahu:

$$C_{IT} = \frac{h_2 - h_1}{h_1} \times 100, \quad (3.14)$$

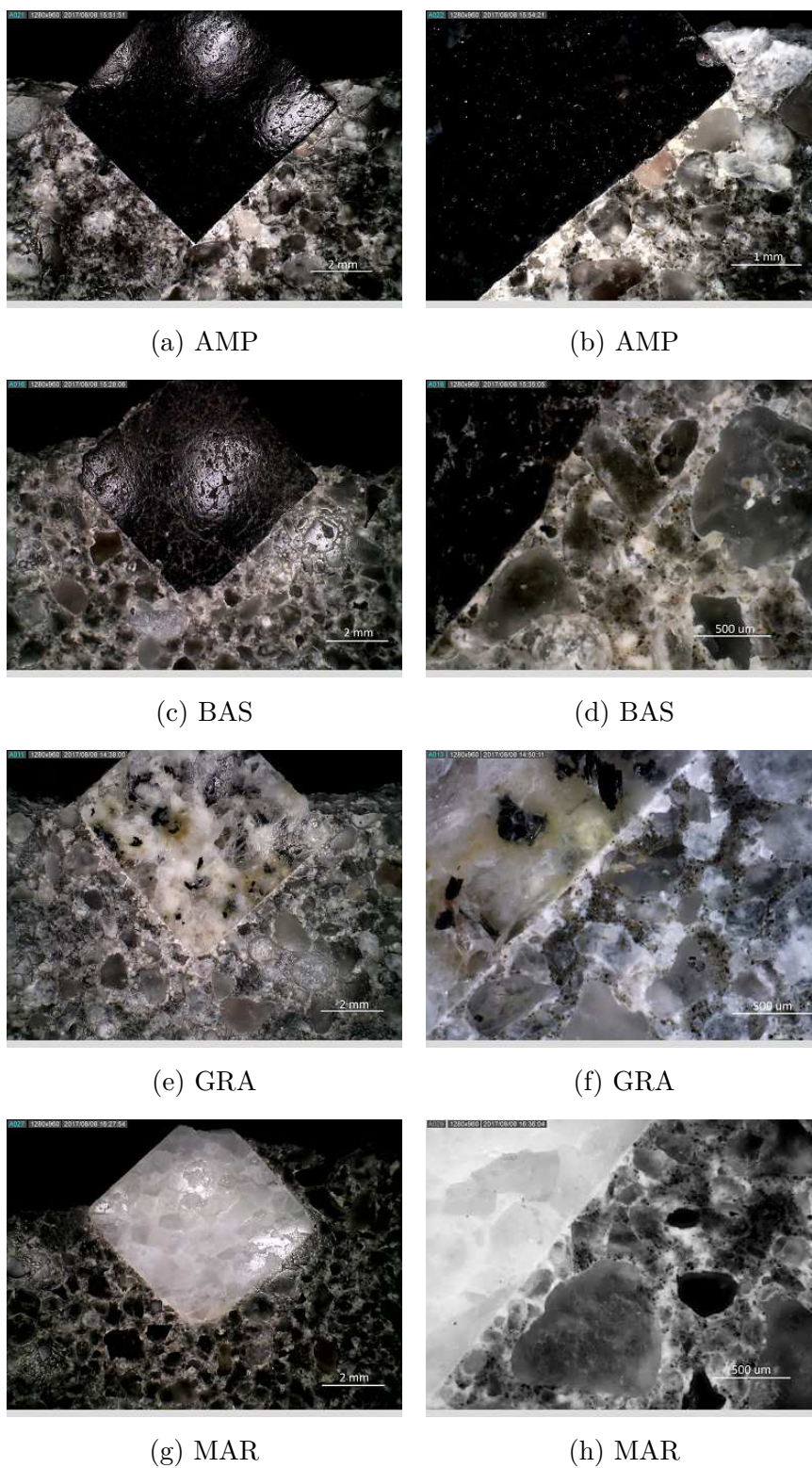
kde h_1 hloubka vtisku v čase (t_1), kdy je dosaženo zkušebního zatížení, které je udržováno na konstantní úrovni;

h_2 hloubka vtisku v čase (t_2) při výdrži na konstantní úrovni zkušebního zatížení.

3.6.2 Nanoindentace těles s horninovými inkluzemi

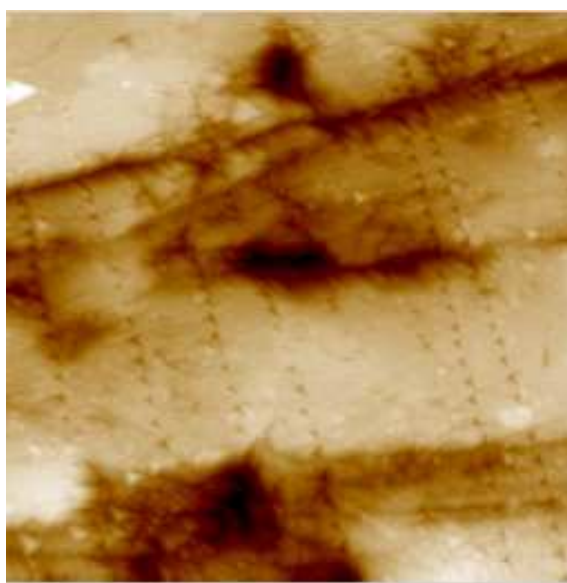
Metodika

Fragmenty zkušebních těles byly nařezány na pásy tloušťky 6 mm kolmo k horninovým inkuzím diamantovým kotoučem pily. Předpokladem nanoindentace je, že vzorek má rovný povrch a hrot je do tohoto povrchu vtlačen v kolmém směru, a proto bylo nutné povrchy zbavit nerovností, tj. obrousit povrchy SiC brusným papírem zrnitosti typu 4000 a zbytek doleštit diamantovým sprejem obsahujícím částice $0,25\ \mu\text{m}$. Pro účely kontroly globální kvality povrchu kolem inkluze a míst s minimální porozitou, tj. segmentů ITZ s hladkým a neporušeným přechodem matrice–inkluze, byly pořízeny snímky světelným mikroskopem, viz Obr. 3.35 [195].



Obr. 3.35: Snímky rozhraní matrice–inkluze (vpravo vždy detail) pořízené světelným mikroskopem [195].

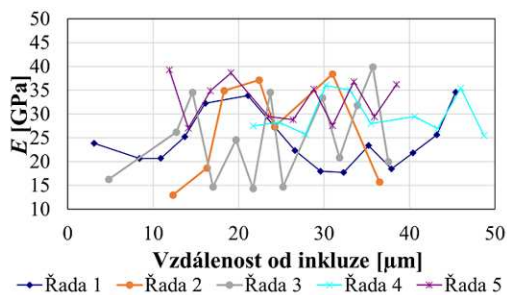
Tato místa byla vybrána pro nanoindentaci, která sestávala z cca 30 indentů v cca 5 řadách, viz Obr. 3.36. Indenty byly ekvidistantně rozmístěny ve vzdálenosti 2–3 μm . Byla provedena standardní kvazistatická indentace na nanoindentoru Hysitron TI-700 se zatěžovací funkcí ve tvaru lichoběžníku – doba aplikace zatížení $t_1 = 1$ s, následné konstantní zatížení po dobu 40 s a odlehčení 1 s (viz Obr. 3.31). Maximální zatížení bylo nastaveno na 2 mN. Umístění indentů bylo v hydratované matrici, tedy mimo kamenivo a nehydratované slínky. V případě, že některý indent zasahoval do tvrdší inkluze, byl z měření vyloučen [195].



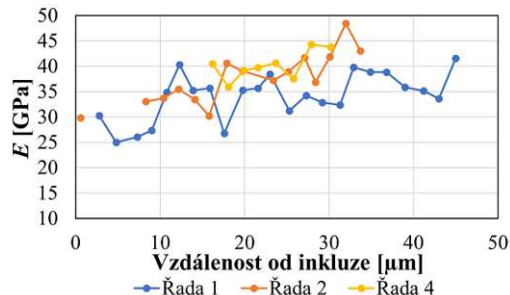
Obr. 3.36: Příklad rozmístění indentů v případě tělesa s mramorovou inkluzí [195].

Díličí výsledky nanoindentace

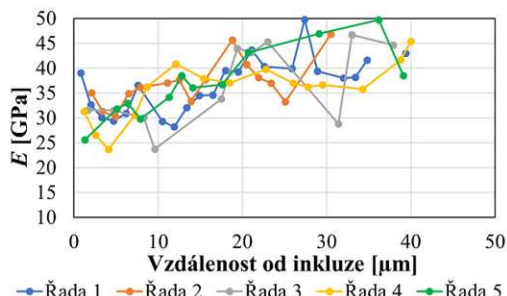
Na Obr. 3.37 až Obr. 3.39 jsou zobrazeny stanovené hodnoty modulu pružnosti E , tvrdosti H a vtiskového tečení C_{IT} v závislosti na vzdálenosti od inkluze. Bohužel se v mnoha případech stalo, že indenty zasáhly do nehydratovaného slínku a inkluze s výrazně odlišnými hodnotami parametrů, a proto musely být z výsledků vyřazeny. Z výsledků je patrné i přes velký rozptyl hodnot, že stanovený modul pružnosti E je ve většině případů pod hodnotami střední hodnoty modulu pružnosti matrice $E_{MTX} = 42,5$ GPa. Tvrdost se pohybuje v rozmezí 0,5–3,2 GPa a rovněž vykazuje velký rozptyl hodnot. Tvrdost se nicméně jeví jako užitečný parametr, který by mohl poskytnout přibližné informace o tlakové pevnosti, čehož se využívá např. v ČSN 73 1373 [39] pro nedestruktivní zkoušení betonu. V případě nanoindentace bohužel není ověřeno, zda mezi tvrdostí a pevností v tlaku existuje korelace.



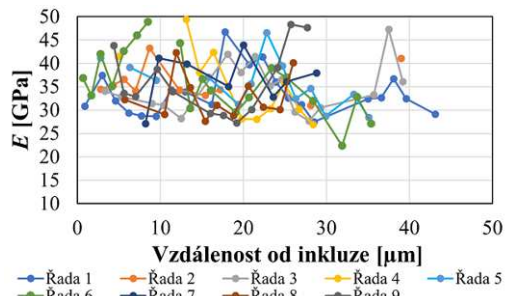
(a) AMP



(b) BAS

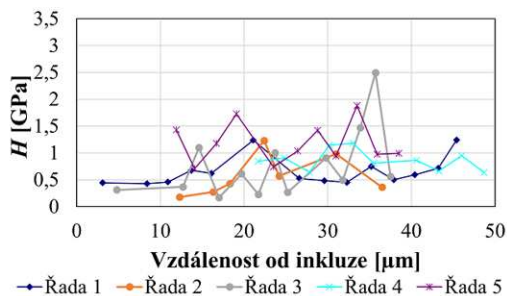


(c) GRA

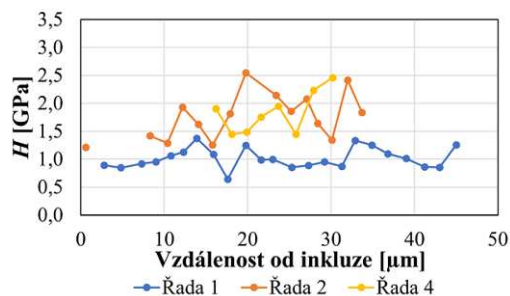


(d) MAR

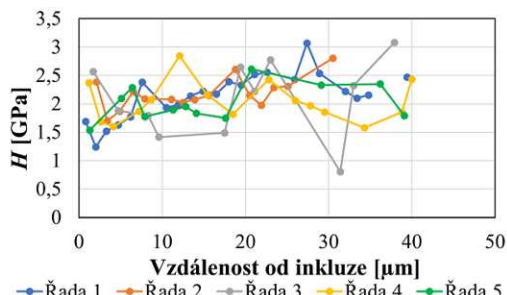
Obr. 3.37: Modul pružnosti E zjištěný nanoindentací [195].



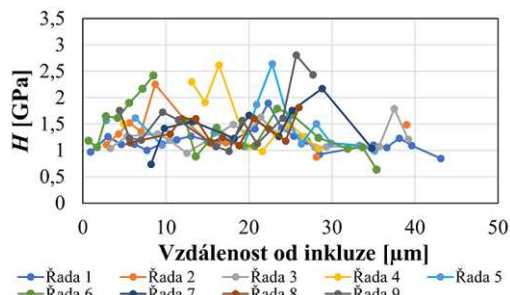
(a) AMP



(b) BAS

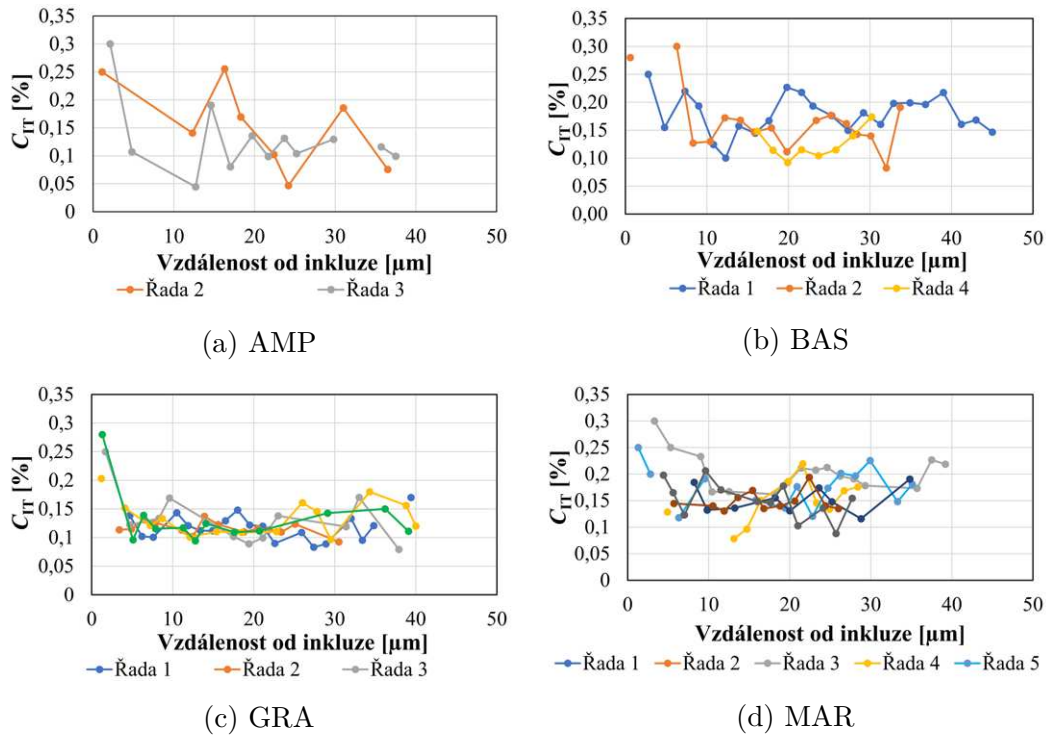


(c) GRA



(d) MAR

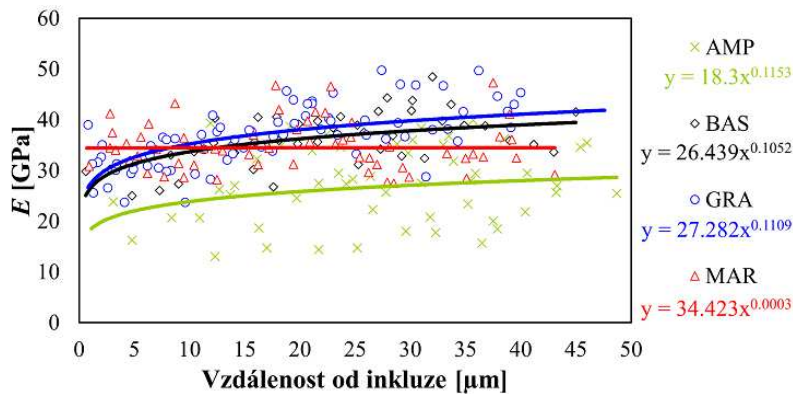
Obr. 3.38: Tvrdost H zjištěná nanoindentací [195].



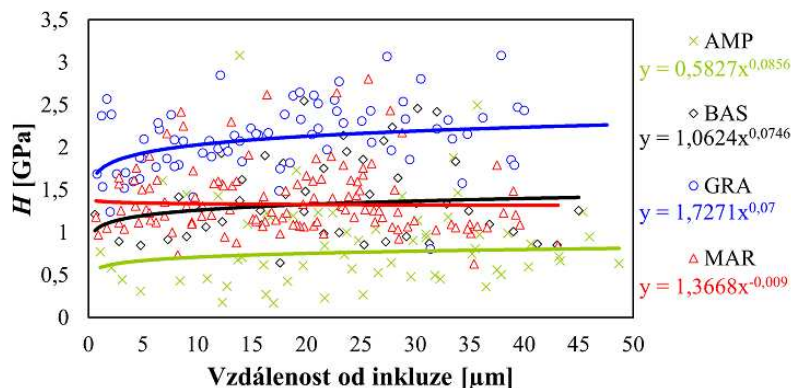
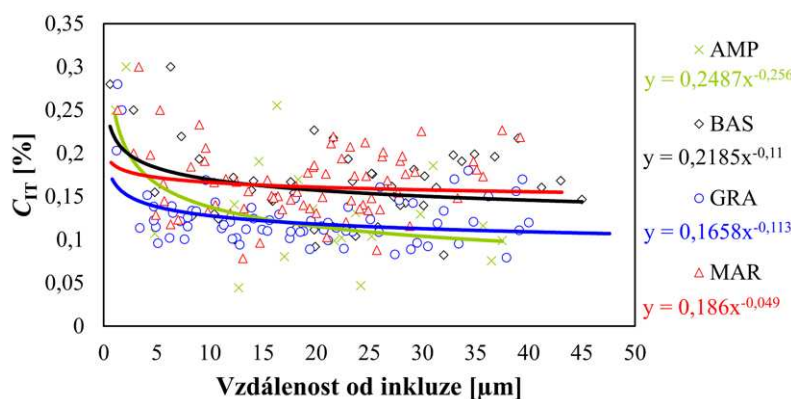
Obr. 3.39: Vtiskové tečení C_{TR} zjištěné nanoindentací [195].

Porovnání výsledků nanoindentace

Porovnáním výsledků nanoindentace pro jednotlivé parametry – E (Obr. 3.40), H (Obr. 3.41) a C_{TR} (Obr. 3.42) – získáme přibližnou představu o tom, která inkluze vytváří „nejlepší“ rozhraní. Důvodem pro použití mocniné řady jako spojnice trendu bylo zjištění, že pórovitost se vzdáleností od kameniva klesá přibližně dle mocniné řady, viz [140], a jak je všeobecně známo, viz např. [119], s rostoucí pórovitostí klesá pevnost.



Obr. 3.40: Porovnání výsledků modulu pružnosti E pro jednotlivé materiály inkluze [195].

Obr. 3.41: Srovnání výsledků tvrdosti H pro jednotlivé materiály inkluze [195]Obr. 3.42: Srovnání výsledků vtiskového tečení C_{IT} pro jednotlivé materiály inkluze [195].

Za účelem kvantifikace vlivu těchto hodnot na lomové chování byly vypočteny střední hodnoty modulu pružnosti ITZ přes oblast $20 \mu\text{m}$ – E_{20} a přes oblast $50 \mu\text{m}$ – E_{50} [182, 195]. Závislost mezi výsledky nanoindentace a vypočtenými lomově mechanickými parametry lze poté jednoduše vyjádřit pomocí korelační matice, viz Tab. 3.10. Zde je možné vidět silnou pozitivní závislost mezi parametry.

Tab. 3.10: Korelační koeficienty [-].

	F_{\max}	E	G_F	K_{Ic}	K_{Ic}^e
E_{20}	1,00	0,49	0,92	1,00	0,86
E_{50}	0,96	0,69	0,76	0,96	0,67

3.6.3 Nanoindentace tělesa s ocelovou inkluzí

V rámci lomových zkoušek těles s ocelovou inkluzí, jejichž stáří bylo cca 3 roky, byl fragment vybraného vzorku (Obr. 3.43) podroben nanoindentačním zkouškám pro zjištění mikromechanických parametrů ITZ. Výsledky a postup zde prezentovaný vychází z výzkumné zprávy provedené prof. Němečkem na ČVUT v Praze [118]. Podobně jako u těles s horninovými inkluzemi (odst. 3.6.2) i zde proběhlo před samotnou nanoindentací i řezání, broušení a leštění povrchu vzorku.

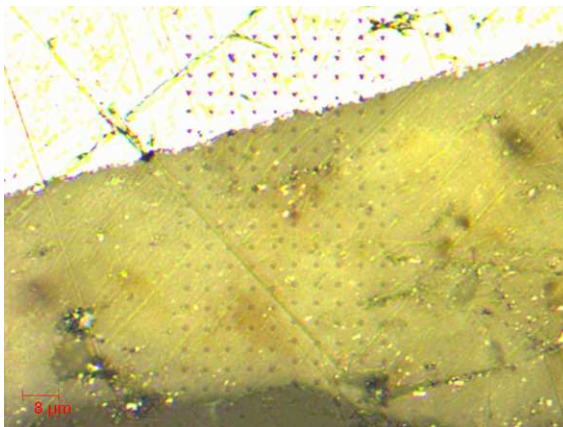


Obr. 3.43: Ilustrační fotografie měřeného vzorku a oblasti nanoindentace [118]

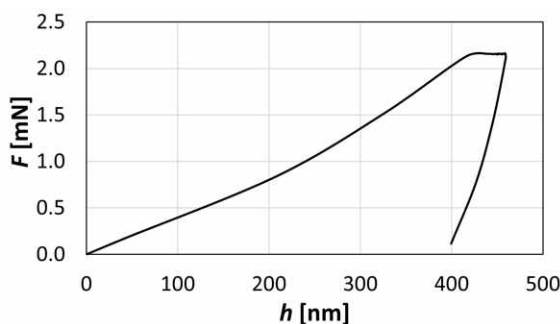
Metodika

Pro měření bylo vybráno místo, kde byla kompaktní přechodová oblast (ITZ) okolo ocelové inkluze, nicméně i blízko zrna křemene. Byl tedy změřen přechod ocel–matrice (šířka cca $80 \mu\text{m}$) a křemen, resp. místo s minimální pórovitostí (jedno z nejvhodnějších z celého povrchu). Měření probíhala ve dvou pravoúhlých indentačních maticích 5×22 indentů (ekvidistantně $\delta x = 5 \mu\text{m}$ a $\delta y = 4 \mu\text{m}$), které byly provedeny ve směru kolmém k zrnu křemene. Jak je patrné z Obr. 3.44, nanoindentací byly dotčeny všechny tři složky tvořící v tomto případě rozhraní – ocel, ITZ a křemen.

Nanoindentační měření byla provedena nanoindentorem CSM Nanohardness tester s použitím hrotu ve tvaru vrcholu krychle (cube corner). Časový průběh zatížení měl lichoběžníkový tvar s maximální hodnotou aplikované síly $F_{\text{max}} = 2 \text{ mN}$ s přírůstkem $40 \text{ mN} \cdot \text{min}^{-1}$ a výdrží na maximální síle 20 s. Příklad zatěžovacího diagramu síly F v závislosti na hloubce zatlačení h lze nalézt na Obr. 3.45.



Obr. 3.44: Rozmístění indentů u tělesa s ocelovou inkluzí (horní část tvoří ocelová inkluze, střední část cementová pasta/matrice a spodní část křemen).

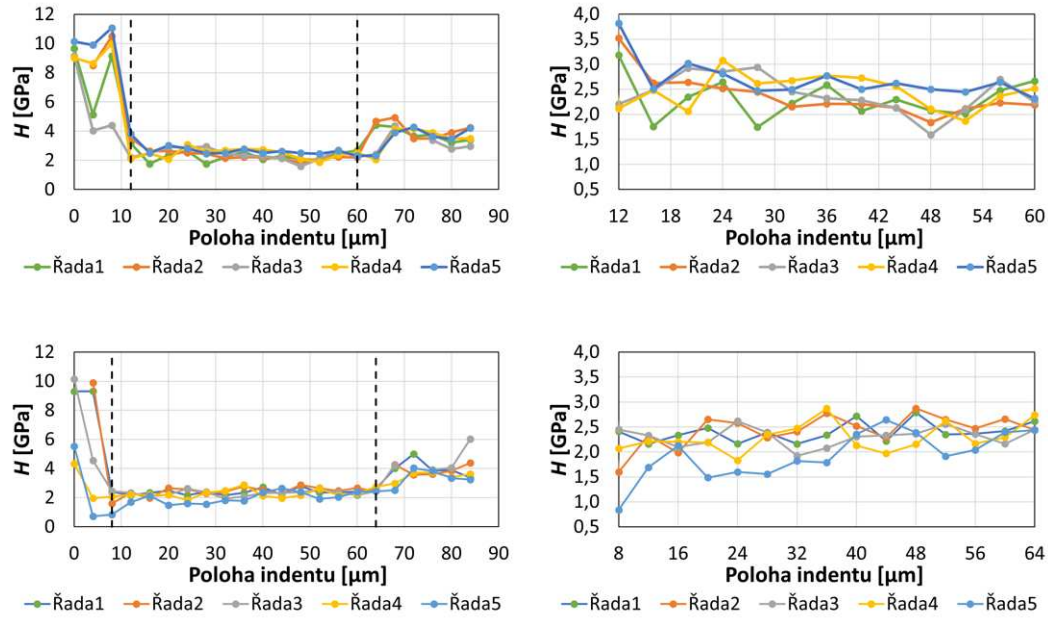


Obr. 3.45: Příklad zatěžovacího diagramu síly F v závislosti na hloubce zatlačení h [118].

Dílčí výsledky

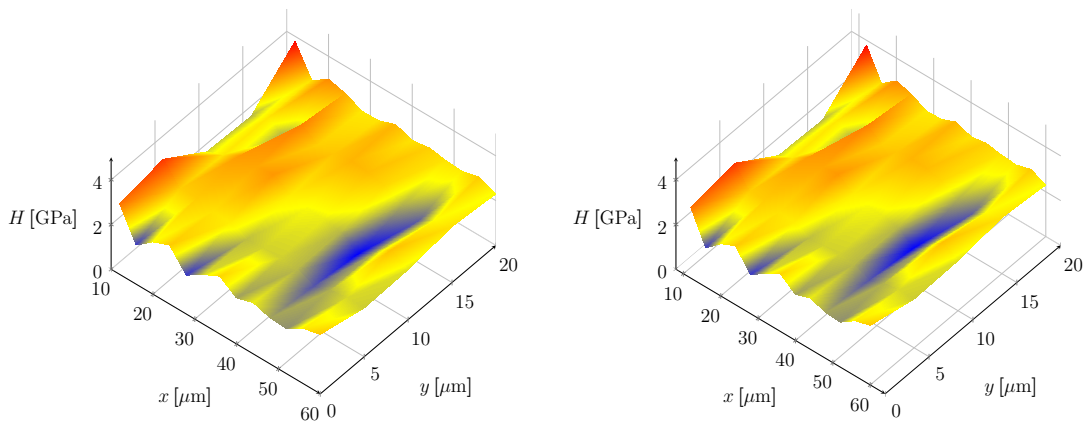
Na Obr. 3.46 a Obr. 3.48 jsou zobrazeny stanovené hodnoty tvrdosti H a modulu pružnosti E v závislosti na poloze indentu. Vždy jsou v levé části uvedeny veškeré naměřené hodnoty H a E přes všechny tři složky, zatímco v pravé části jsou již vyfiltrovány hodnoty, které náleží ITZ. Výsledky modulu pružnosti se pohybují v očekávaných mezích – u oceli 200–210 GPa, křemene $E \approx 60$ –80 GPa a ITZ vykazuje poměrně konstantní hodnoty $E_{ITZ} \approx 40$ GPa a $H_{ITZ} \approx 2,4$ GPa.

Průběh tvrdosti H v závislosti na poloze indentu je zobrazen na Obr. 3.46, přičemž tvrdost zjištěná v oblasti 0–12 μm v první nanoindentační matici (0–8 μm v druhé matici) odpovídá tvrdosti křemene a 60–84 μm (64–84 μm v druhé matici) odpovídá tvrdosti oceli.



Obr. 3.46: Průběh tvrdosti H v závislosti na poloze indetu (vlevo), detail [118].

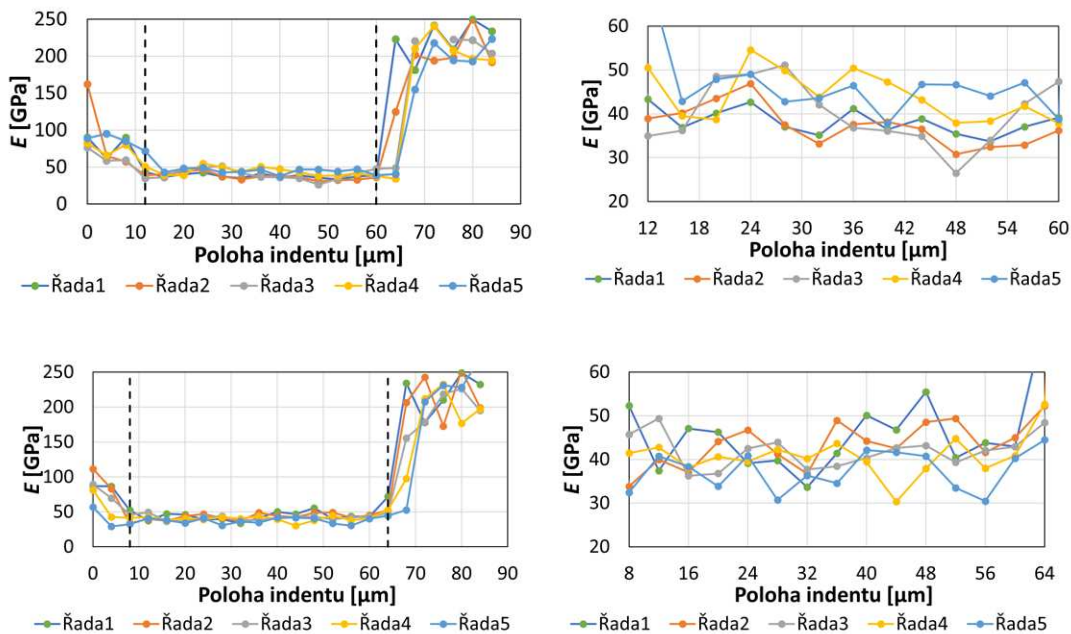
Izoplchy tvrdosti H v oblasti matrice/ITZ jsou zobrazeny na Obr. 3.47. Je zřejmé, že je hodnota $H_{ITZ} \approx 2,4$ GPa v téměř celé oblasti mimo krajních hodnot ($x = 10 \mu\text{m}$), kde je již očividná přítomnost křemene.



Obr. 3.47: Izoplchy tvrdosti H v oblasti matrice/ITZ.

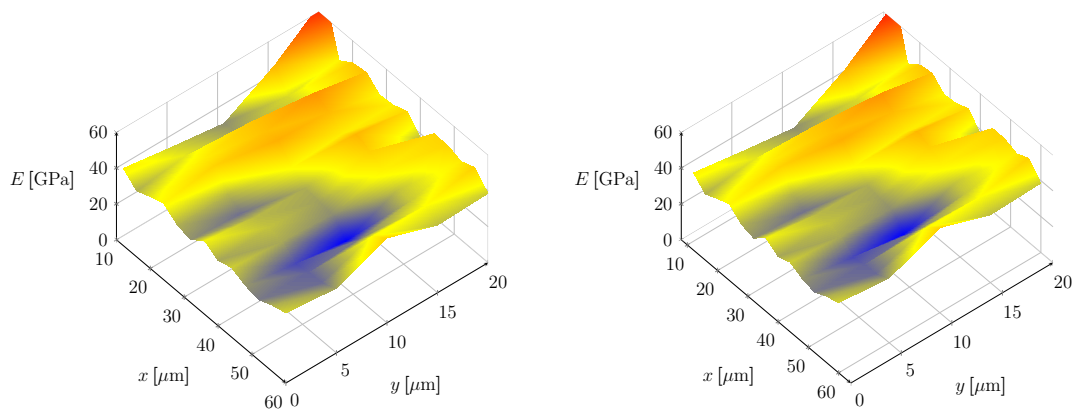
Průběh modulu pružnosti E v závislosti na poloze indetu je zobrazen na Obr. 3.48, přičemž E zjištěný v oblasti $0-12 \mu\text{m}$ v první nanoindentační matici ($0-8 \mu\text{m}$ v druhé matici) odpovídá E křemene a $60-84 \mu\text{m}$ ($64-84 \mu\text{m}$ v druhé matici) odpovídá E oceli.

Izoplchy modulu pružnosti E v oblasti matrice/ITZ jsou zobrazeny na Obr. 3.49.



Obr. 3.48: Průběh modulu pružnosti E v závislosti na poloze indetu (vlevo), detail [118].

Je zřejmé, že je hodnota $E_{ITZ} \approx 40$ GPa v téměř celé oblasti mimo krajních hodnot ($x = 10 \mu\text{m}$) s přítomností křemene.

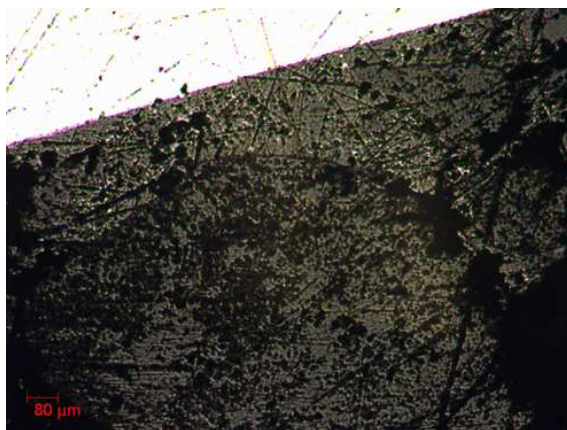


Obr. 3.49: Izoplochy modulu pružnosti E v oblasti matrice/ITZ.

Dílčí závěry

Zatížení malou silou je citlivé na kvalitu vzorku a povrchové vady, které mohou zkreslit měření. Kolísání způsobené defekty je pozorovatelné u indentů v oblasti křemene i oceli, viz Obr. 3.46 a Obr. 3.48. Matrice vykazuje poměrně konstantní hodnoty modulu pružnosti $E_{ITZ} \approx 40$ GPa a tvrdosti $H_{ITZ} \approx 2,4$ GPa. Mírně vyšší hodnoty ve srovnání s čistou cementovou pastou z Portlandského cementu s vodním součinitelem $w/c \approx 0,4$, pro niž jsou typické hodnoty $E \approx 20\text{--}30$ GPa a $H < 1$ GPa, naznačuje vliv nižšího w/c , podkladu tvořeného křemenným pískem nebo vyššího podílu nezhydratovaného slínku nebo kalcium hydrátu (CH).

Pozorovatelná pórovitost v měřené oblasti je minimální, což je dle autorů [30] důsledkem migrace iontů a s ní souvisejícím ukládáním hydrátů v přechodové oblasti (viz kapitola 2.1), a přibližně konstantní hodnoty stanovených parametrů H a E naznačují výbornou vazbu mezi ocelí a matricí. Velmi malý pokles E i H lze pozorovat kolem zrna křemene v oblasti do $10\text{--}20 \mu\text{m}$, což lze přičíst přechodové oblasti (ITZ) na rozhraní křemen–cementová pasta. Nicméně, kolem ocelové inkluze nebyl pozorován žádný pokles H a E , tudíž není možné hovořit v tomto případě o existenci ITZ. Nutno ovšem podotknout, že pro nanoindentace bylo vybráno místo s dokonalou adhezí, mnoho dalších míst je plné pórů a velkých defektů nulové tuhosti (Obr. 3.50).



Obr. 3.50: Typický pohled na matrici okolo ocelové inkluze s velkými defekty (zobrazené jako černé oblasti) [118].

3.7 Chemické složení rozhraní

Analýza mineralogického složení byla prováděna pomocí elektronové mikrosondy energiově disperzním spektrometrem (EDS) dr. inž. Kamilem Maciej Góreckim pod vedením RNDr. Alexandra Martause, Ph.D. na Vysoké škole báňské–Technické univerzitě Ostrava, v Centru energetických a environmentálních technologií, konkrétně v Institutu environmentálních technologií v rámci projektu ENREGAT – Energetické využití odpadů a čištění plynů.

3.7.1 Teorie

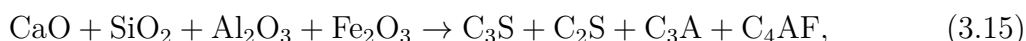
Při interakci paprsku elektronů se vzorkem dochází k emisi dvou druhů rentgenového (rtg) záření – (i) charakteristického rentgenového záření a (ii) kontinuálního rentgenového záření. Spojité rtg záření vzniká zbržděním primárních elektronů ve vzorku. Emise fotonu rentgenového záření nastává, vyrazí-li primární urychlený elektron z vnitřní hladiny atomu vzorku elektron, čímž dojde k jeho obsazení elektronem z vyšší energetické hladiny. Rozdíl energií je vyzářen ve formě kvanta charakteristického rtg záření. Z energií takto vzniklých fotonů získáme EDS spektrum, ze kterého je možné kvalitativně a kvantitativně určit jednotlivé prvky zastoupené ve vzorku [91]. Fyzikální základ EDS s polovodičovým detektorem začíná fotoelektrickou absorpcí rtg záření fotonu v aktivním objemu Si polovodiče. Celá energie fotonu se přenesou na vázaný atomový elektron uvnitř obalu, který je vytržen. Důsledkem je vznik elektron-děrových párů, jejichž počet a výška pulzu jsou úměrné energii fotonu [60].

Základy chemie

Při tvorbě metodiky chemické analýzy bylo nutné si ujasnit složky vznikající reakcí slínekových minerálů v důsledku tuhnutí a tvrdnutí cementového kamene, a proto zde bude detailněji proveden rozbor chemických a fyzikálních dějů probíhajících během tuhnutí a tvrdnutí cementu.

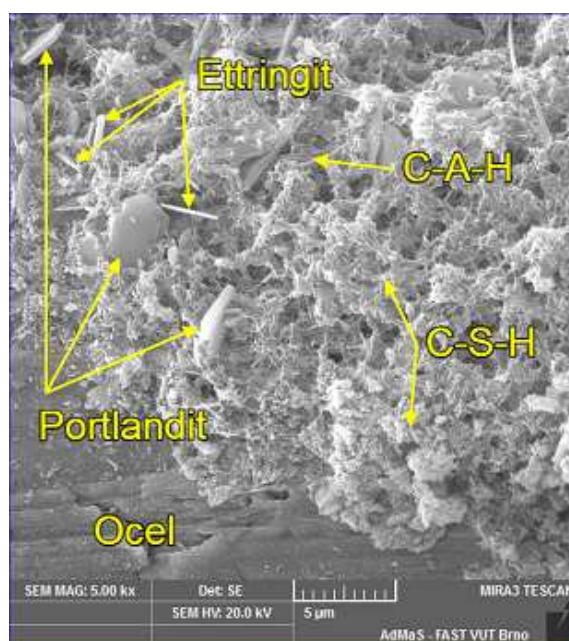
Při tvorbě tohoto odstavce je čerpáno ze skript [135]. Jak již bylo napsáno v popisu lomových zkoušek (odst. 3.1.2), pojivem u jemnozrnného kompozitu je Portlandský cement CEM I 42,5 R. Portlandský cement je vyráběn z vápence s obsahem jílu, příp. s dalšími korekčními složkami, mletím v bubnových mlýnech a následným výpalem v rotačních pecích. Výpalem se získá slínek, který je tvořen čtyřmi základními slínekovými minerály a malým množstvím CaO a MgO.

Chemická reakce lze zjednodušeně popsat schématem (Rov. 3.15).



kde	CaO	oxid vápenatý,
	SiO ₂	oxid křemičitý,
	Al ₂ O ₃	oxid hlinitý,
	Fe ₂ O ₃	oxid železitý,
	C ₃ S	trikalciumsilikát (alit) – 3CaO · SiO ₂ ,
	C ₂ S	dikalciumsilikát (belit) – 2CaO · SiO ₂ ,
	C ₃ A	trikalciumaluminát – 3CaO · Al ₂ O ₃ ,
	C ₄ AF	tetrakalciumaluminátferit (brownmillerit) – 4CaO · Al ₂ O ₃ · Fe ₂ O ₃ .

V důsledku chemických dějů během tuhnutí a tvrdnutí cementu se silikátové slínkové minerály hydratují za vzniku hydratovaných křemičitanů vápenatých (C-S-H) a hydroxidu vápenatého Ca(OH)₂, aluminátová složka hydratuje za vzniku hydratovaných hlinitanů vápenatých (C-A-H) a feritová složka tvoří hydratované železitany vápenaté (C-F-H). Mimo tyto hydratované produkty vzniká na povrchu zrn cementu povlak z jehlicovitých krystalů (primární ettringit¹) v důsledku použití sádrovce jako regulátoru tuhnutí.



Obr. 3.51: Příklad mikrostruktury cementové pasty na rozhraní ocel–matrice s popisem jednotlivých složek.

Jelikož je chemická analýza zaměřena na složení ITZ, které je tvořeno převážně ettringitem a portlanditem (Ca(OH)₂), je třeba zvolit tomu odpovídající chemické prvky, které se zároveň nevyskytují v hydrátech tvořících cementovou pastu/matrici. Pro chemickou analýzu pomocí EDS detektoru byly vybrány – hliník Al, který je

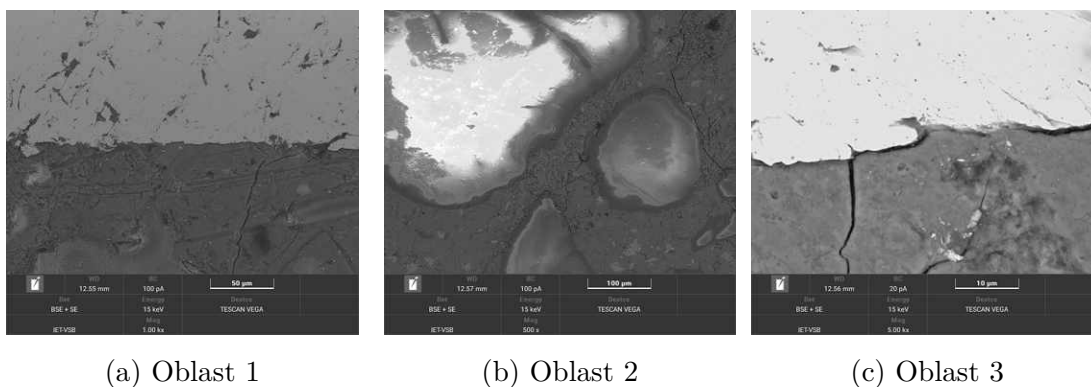
¹3CaO · Al₂O₃ · 3CaSO₄ · 31H₂O

nicméně obsažen nejen v ettringitu, ale i slídkových minerálech, a síra S, která se vyskytuje primárně v ettringitu ve formě sloučeniny síranu vápenatého CaSO_4 .

3.7.2 Metodika

Pro SEM EDS analýzu byla s výhodou využita tělesa z nanoindentačních zkoušek, jejichž povrch byl vybroušen a vyleštěn (viz oddíl 3.6). Dokonale hladký povrch vzorku s výškou nerovností do cca $0,1 \mu\text{m}$ je základním předpokladem pro snímání rentgenového záření, jelikož nerovnosti způsobují zvýšenou nebo sníženou absorpci emitovaného záření i dopadajících elektronů. Elektricky nevodící materiály je nutné pokrýt vrstvou vhodného kovu nebo uhlíku, který zajistí odvod elektrického náboje [34]. V tomto případě bylo na povrch vzorku nanášeno zlato pomocí iontového rozprašování nebo vakuového napařování. Při analýze byla nastavena energie dopadajících elektronů na 15 keV s velikostí proudu primárního svazku elektronů 3 nA [63].

Chemická analýza sestávala z ověření změn v chemickém složení vrstvy nacházející se poblíž rozhraní matrice–inkluze, tzv. ITZ. Konkrétně se analýza zaměřila převážně na prvkové mapy ve třech oblastech – okolo inkluze (Obr. 3.52a a Obr. 3.52c) a zrna křemičitého písku (viz Obr. 3.52b). Tyto oblasti byly analyzovány na základě prvkových map zahrnujících hlavní prvky vyskytující se ve zkoumaných oblastech – Al, Ca, C, Fe, O, Si a S.



Obr. 3.52: Mikrostruktura oblastí pro chemickou analýzu (foto dr. inž. Górecki).

Výstupem analýzy byla rovněž spektra četnosti rentgenového signálu v jednotlivých energetických oknech představujících píky, které odpovídají jednotlivým prvkům [34]. Součástí analýzy bylo procentuální zastoupení váhové a atomární hmotnosti prvků v dané oblasti. Váhové procento prvku je hmotnost tohoto prvku naměřená ve vzorku dělená hmotností všech prvků ve vzorku a vynásobená 100. Oproti tomu je atomová hmotnost definována jako počet atomů tohoto prvku vydělený

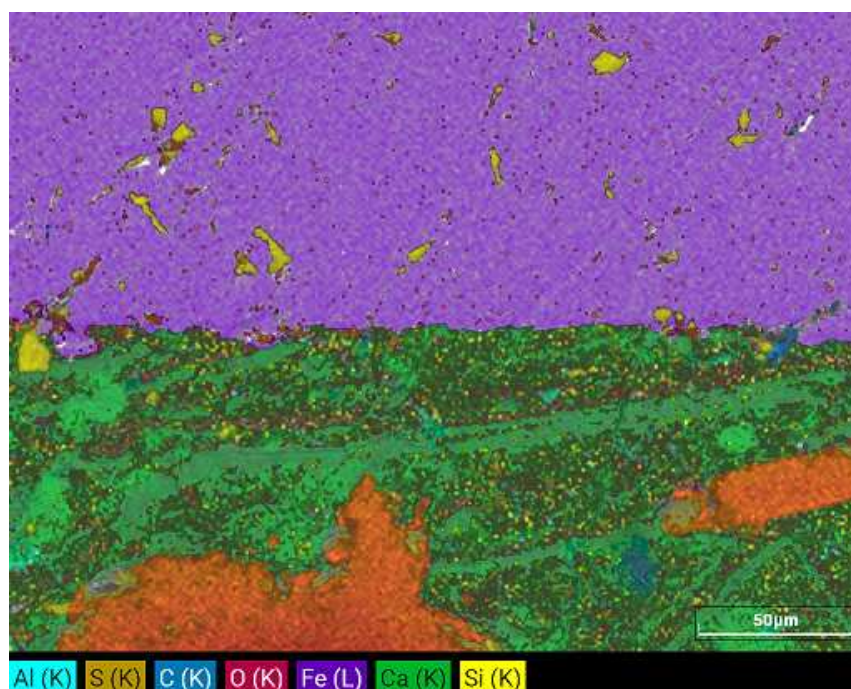
celkovým počtem atomů ve vzorku vynásobený 100. Atomová hmotnost se vypočítá z procenta hmotnosti prvku vyděleného jeho atomovou hmotností s následnou normalizací hodnot.

3.7.3 Výsledky

Níže prezentované prvkové mapy a spektra charakteristického rtg záření jsou obsaženy ve zprávě [63].

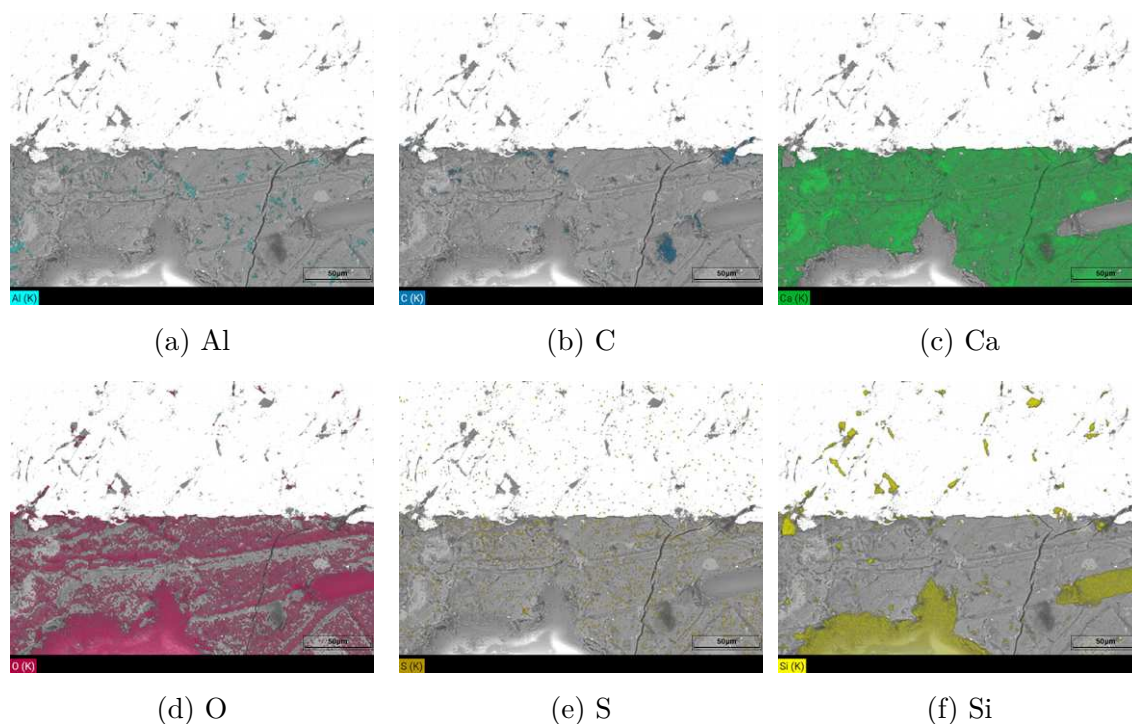
Oblast 1

Prvková mapa chemického složení první oblasti je na Obr. 3.53. V horní části oblasti je jasně viditelná ocelová inkluze (fialová barva odpovídající Fe) se zbytky Si (žlutá barva), které pravděpodobně představují zbytky z broušení povrchu SiC papírem. Oranžová čára v levé spodní části Obr. 3.53 a vpravo dole představuje zrno drobného křemičitého kameniva (SiO_2) – viz dílčí mapy Obr. 3.54d a Obr. 3.54f. Rozložení Al (Obr. 3.54a) je spíše náhodné a odpovídá pravděpodobně slínkovým minerálům.



Obr. 3.53: Prvková mapa chemického složení (foto dr. inž. Górecki [63]).

Chemické složení první oblasti je uvedeno v Tab. 3.11. Největší hmotnost je spojena se železem Fe, které tvoří cca polovinu analyzované oblasti. Druhým nejvíce zastoupeným prvkem je kyslík O, který je obsažen v hydratovaných sloučeninách a třetím uhlík (pravděpodobně zbytky brusného SiC papíru). Čtvrté místo zaujímá vápník Ca, který je obsažen v hydratovaných i slínkových minerálech. Naopak mezi



Obr. 3.54: Mikrostruktura první oblasti s mapami jednotlivých chemických prvků (foto dr. inž. Górecki [63]).

nejméně zastoupené prvky patří síra S obsažená např. v ettringitu a hliník Al obsažený rovněž v ettringitu a vybraných slídkových minerálech. Rozložení těchto prvků je víceméně náhodné, i když vyšší koncentrace síry se nachází převážně u rozhraní ocel–matrice, tedy v oblasti teoretické ITZ.

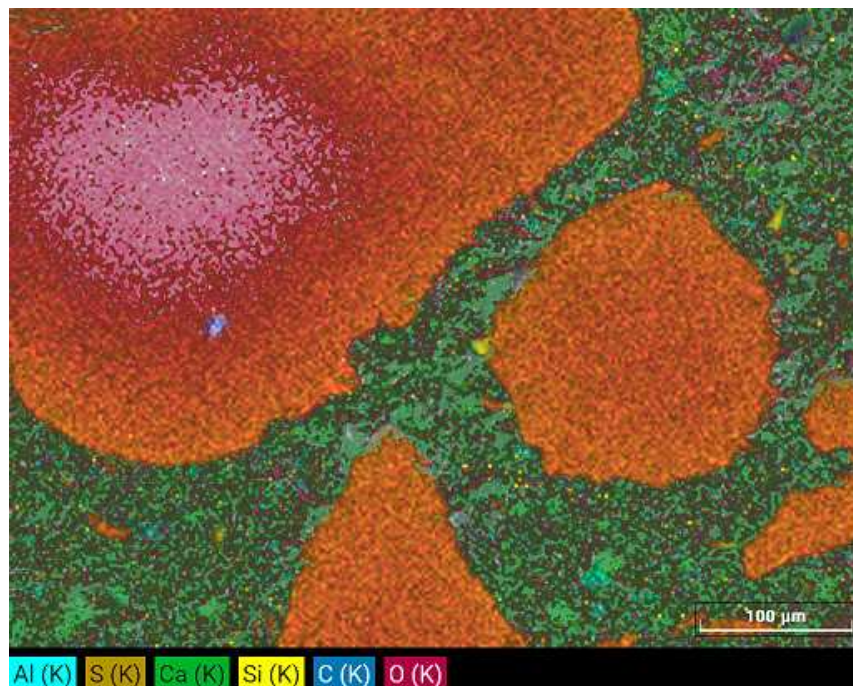
Tab. 3.11: Kvantitativní analýza chemického složení první oblasti.

Prvek	Al	Ca	C	Fe	O	Si	S
Atomární hmotnost [%]	0,81	7,66	32,96	21,12	29,32	7,47	0,66
Hmotnost [%]	0,83	11,79	15,2	45,3	18,01	8,05	0,81

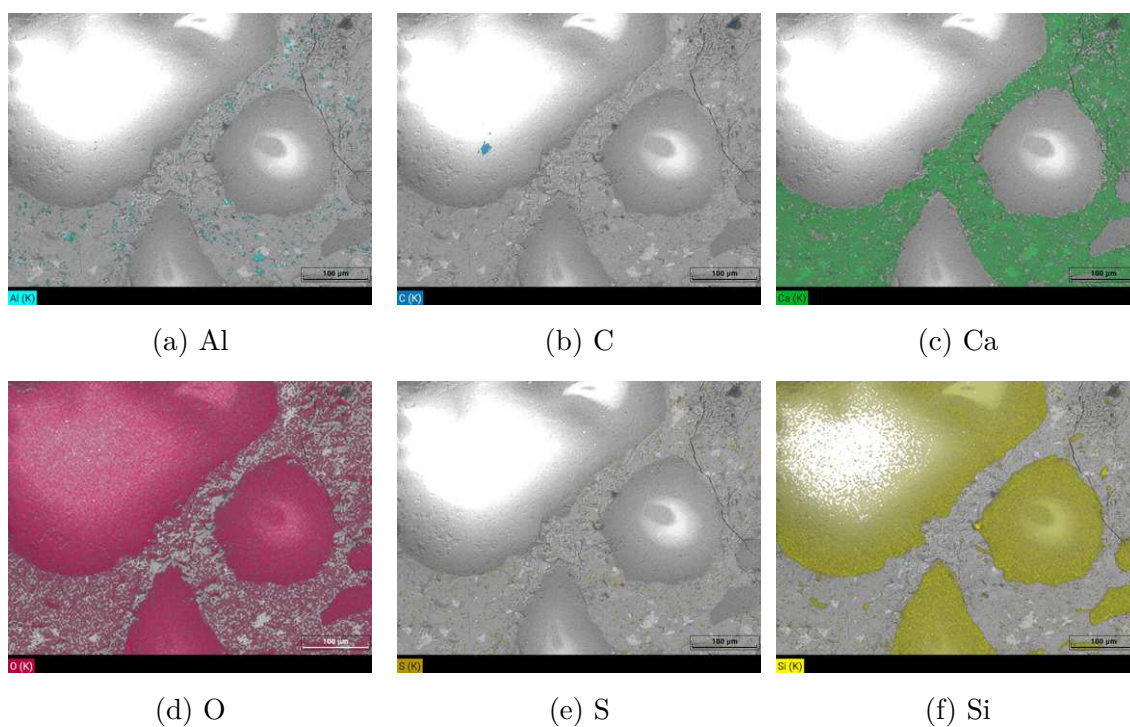
Oblast 2

Prvková mapa chemického složení první oblasti je na Obr. 3.55. Velkou část této mapy tvoří oranžová zrna křemičitého písku, která sestávají z kyslíku Obr. 3.56d a křemíku Obr. 3.56f. Rozložení Al (Obr. 3.56a) a S (Obr. 3.56e) je opět spíše náhodné a neodpovídá tak představě o tvorbě ITZ.

Chemické složení druhé oblasti je uvedeno v Tab. 3.12. Největší hmotnost je spojena s kyslíkem O a křemíkem Si, které vytváří SiO_2 . Mezi nejméně zastoupené prvky opět patří síra S a hliník Al.



Obr. 3.55: Prvková mapa chemického složení (foto dr. inž. Górecki [63]).



Obr. 3.56: Mikrostruktura druhé oblasti s mapami jednotlivých chemických prvků (foto dr. inž. Górecki [63]).

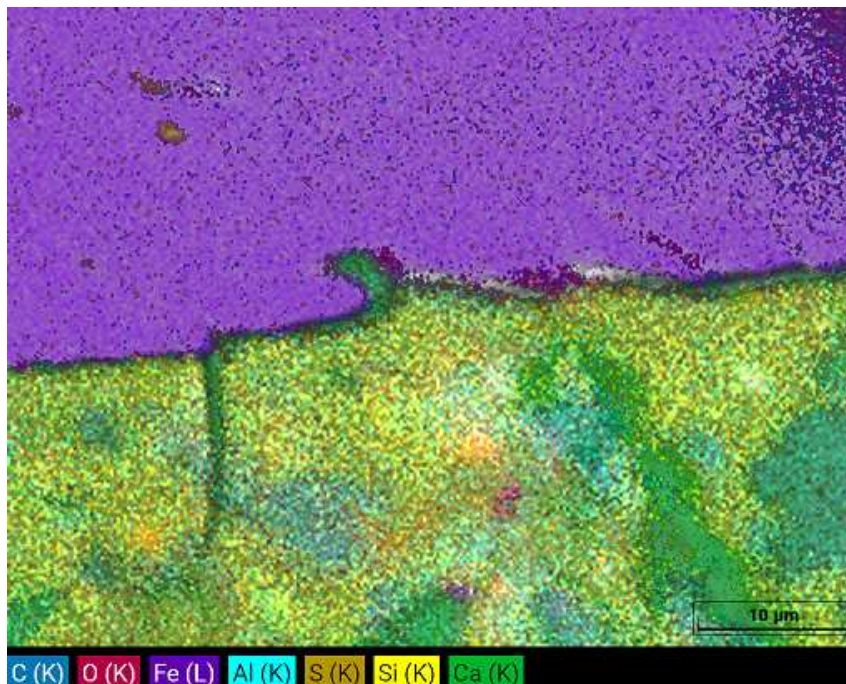
Oblast 3

Prvková mapa chemického složení třetí oblasti je na Obr. 3.57. V horní části oblasti je jasně viditelná ocelová inkluze (fialová barva odpovídající Fe) se stopovým

Tab. 3.12: Kvantitativní analýza chemického složení druhé oblasti.

Prvek	Al	Ca	C	O	Si	S
Atomární hmotnost [%]	0,49	5,46	25,69	55,62	12,48	0,25
Hmotnost [%]	0,74	12,23	17,25	49,73	19,59	0,45

množstvím uhlíku (Obr. 3.58b), hliníku (Obr. 3.58a) a síry (Obr. 3.58e), které tvoří chemické složení oceli S235.

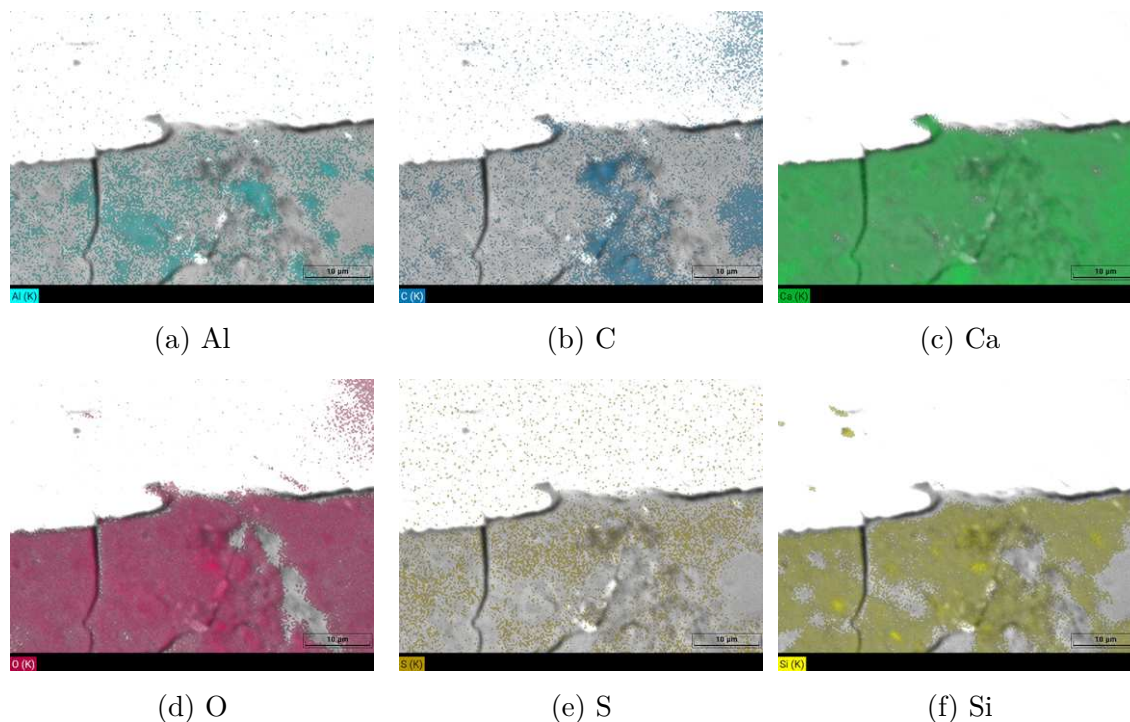


Obr. 3.57: Prvková mapa chemického složení (foto dr. inž. Górecki [63]).

Chemické složení třetí oblasti je uvedeno v Tab. 3.13. Největší hmotnost je spojena se železem Fe, které tvoří cca polovinu analyzované oblasti. Druhým nejvíce zastoupeným prvkem je kyslík O, který je obsažen v hydratovaných sloučeninách, následovaný uhlíkem C a vápníkem Ca. Mezi nejméně zastoupené prvky opět patří síra S a hliník Al.

Tab. 3.13: Kvantitativní analýza chemického složení třetí oblasti.

Prvek	Al	Ca	C	Fe	O	Si	S
Atomární hmotnost [%]	0,85	9,13	34,77	20,46	29,85	4,09	0,85
Hmotnost [%]	0,89	14,24	16,26	44,48	18,59	4,47	1,06



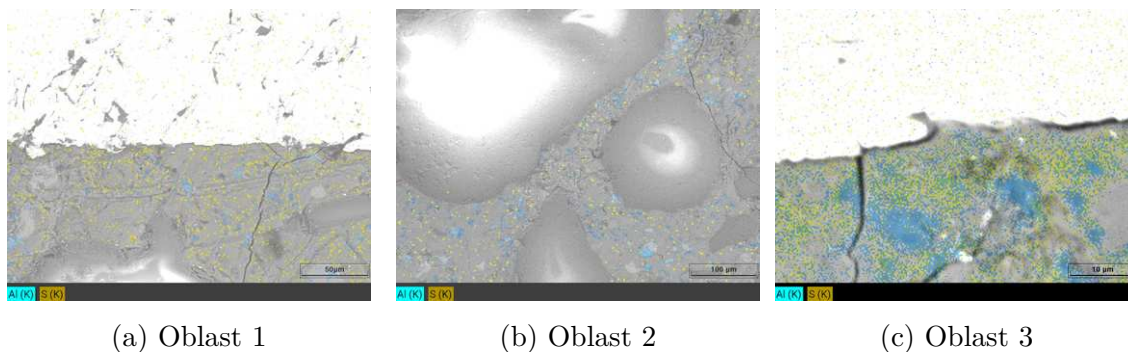
Obr. 3.58: Mikrostruktura třetí oblasti s mapami jednotlivých chemických prvků (foto dr. inž. Górecki [63]).

3.7.4 Diskuze

V důsledku migrace iontů (Ca^{2+} , Ca^- , Al^{3+} a SO_4^{2-}) dochází v oblasti ITZ k obohacení o portlandit a ettringit [192]. Přítomnost portlanditu lze potvrdit měřením průměrné hodnoty poměru atomových hmotností hydratačních produktů pomocí EDS [88, 192]. Molární poměr Ca/Si hlavních hydratačních produktů cementu je u C-S-H gelu $0,8 \leq \text{Ca/Si} \leq 2,5$ a u CH $\text{Ca/Si} \geq 10$. V práci [188] autoři potvrdili, že poměr Ca/Si v ITZ je větší než u cementové matrice a se vzrůstající vzdáleností od kameniva postupně klesá.

Vzhledem k malé velikosti ettringitu není snadné jej pozorovat, a proto o něm existuje velmi málo studií [192]. Z tohoto důvodu bylo zde zvoleno odhadnout polohu ettringitu na základě sloučených prvkových map hliníku a síry – viz Obr. 3.59. Zbylé chemické prvky (kyslík, vápník a křemík) jsou v těchto oblastech obsaženy rovněž, nicméně by při jejich sloučení došlo k zneprůhlednitelnosti prvkové mapy, a proto nebyly použity. V první oblasti jsou viditelné společné oblasti Al a S především v blízkosti inkluze. S nárůstem vzdálenosti od inkluze a především okolo zrna drobného křemičitého kameniva je výskyt společných oblastí Al a S spíše náhodný. U druhé oblasti jsou společná místa Al a S ojedinělá. Tato změna je pravděpodobně dána i nižší hodnotou zvětšení, jelikož jehlice ettringitu mají malou velikost [192]. Třetí oblast, jejíž zobrazení má největší hodnotu zvětšení, již ukazuje společná místa

Al a S jasně. Z Obr. 3.59c by se dle výše popsané metodiky dalo tedy usuzovat, že se v oblasti o velikosti cca 20 μm opravdu nachází ettringit. Nicméně je nutné si uvědomit, že Al i S se vyskytují i v jiných sloučeninách/minerálech vzniklých chemickou reakcí či jsou obsaženy v Portlandském cementu.



Obr. 3.59: Prvkové mapy Al a S pro jednotlivé oblasti.

3.7.5 Závěr

Z provedené chemické analýzy lze vidět, že velká část matrice i ITZ je tvořena hydratovanými křemičitany vápenatými charakterizovanými následujícími prvky – kyslíkem, křemíkem a vápníkem. Existence ettringitu se jeví dle výše uvedené metodiky pouze na několika místech, především v blízkosti rozhraní, a nelze tedy říct, že je ITZ tvořena převážně ettringitem a portlanditem. Tato skutečnost je pravděpodobně způsobena stářím vzorků (cca 3 roky). Rovněž mohlo dojít k ovlivnění chemického složení v důsledku proluk mezi provedenými analýzami a lomovými zkouškami. I přes to výsledky korelují s nanoindentačními měřeními, která rovněž neodhalila existenci oblasti s menšími hodnotami tvrdosti a modulu pružnosti. Hlavním závěrem tedy je, že v důsledku pokračujících chemických procesů se vliv ITZ vytrácí. Zjištění je v rozporu s publikovanými výsledky, kde autoři [109, 190] uvádějí, že modul pružnosti „staré“ ITZ je roven přibližně 70–85 % modulu pružnosti „staré“ matrice. Nicméně, podíváme-li se na rozsah směrodatných odchylek jednotlivých měření, zjistíme, že rozdíly jsou v podstatě zanedbatelné. Ze snímků ze SEM lze rovněž vidět, že neexistuje dokonalá soudržnost a během analýzy docházelo k delaminaci povrchů inkluze od matrice.

3.8 Výsledky a diskuze

V této podkapitole budou popsány a diskutovány korelace mezi výše popsánymi výsledky a měřeními. V řadě případů bude, vzhledem ke složitosti nalezení explicitních vztahů mezi veličinami, využit Pearsonův korelační koeficient r_{xy} , který je dán jako kovariance S_{XY} dvou proměnných x a y dělená jejich směrodatnou odchylkou S_{XX} , respektive S_{YY} – viz Rov. 3.16 [6]. Obecně tato korelace znamená lineární závislost mezi proměnnými x a y . Míru korelace vyjadřuje korelační koeficient, který může nabývat hodnot od -1 do $+1$.

$$r_{xy} = \frac{S_{XY}}{\sqrt{S_{XX}S_{YY}}} = \frac{\sum(x_i - \bar{x})(y_i - \bar{y})}{\sum(x_i - \bar{x})^2(y_i - \bar{y})^2} \quad (3.16)$$

Jelikož interval $\langle -1; +1 \rangle$ je značně velký, budou korelace rozděleny podle hodnoty jejich korelačního koeficientu do pěti skupin 0–0,30 slabé, 0,31–0,70 střední, 0,71–0,80 silné, **0,81–0,99** velmi silné a **1** pro dokonalé [2, 90, 130]. Pro negativní korelace lze získat toto rozdělení změnou znaménka.

Před provedením těchto korelací je třeba zdůraznit, že např. lomově mechanické parametry studovaných hornin velmi úzce souvisí s jejich základními fyzikálními a mechanickými vlastnostmi. Je zřejmé, že vysoká objemová hmotnost, nízká pórovitost a vysoké pevnostní parametry se promítají například do vysokých hodnot lomové houževnatosti hornin. Pokud jde o korelace mezi pevností horniny v nepřímém tahu naměřenou brazilským testem a lomovou houževnatostí v módu námáhání I, lze získané výsledky vyjádřit vztahem $f_t \approx (4,0-6,0)K_{Ic}$, což je v souladu s publikovanými výsledky [160, 196].

Vliv lomově mechanických vlastností materiálů inkluze

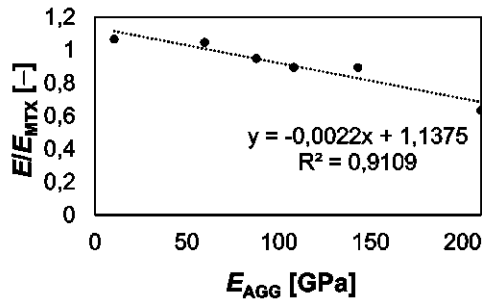
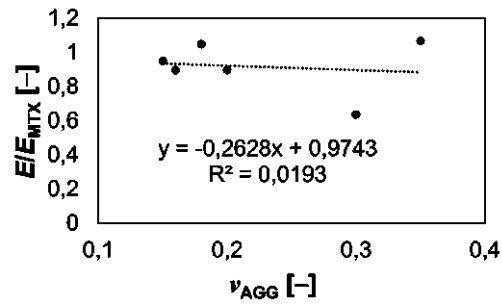
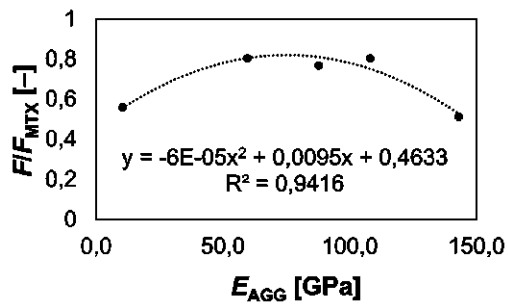
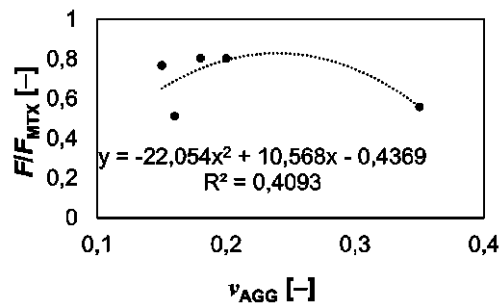
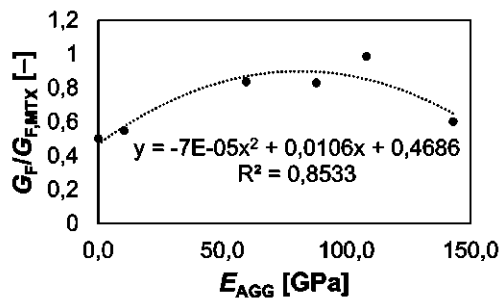
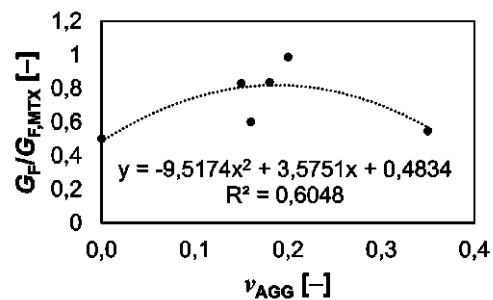
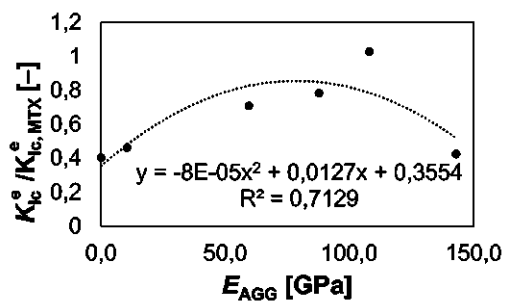
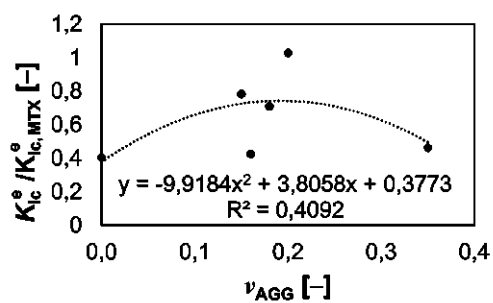
V tomto odstavci budou prezentovány korelace mezi lomově mechanickými parametry vyhodnocenými z F – δ diagramů a lomově mechanickými parametry materiálů inkluze. Konkrétně bude v těchto korelacích použit modul pružnosti materiálu inkluze E_{AGG} a Poissonovo číslo ν_{AGG} . Ostatní převážně lomové parametry budou vynechány. Důvod je jednoduchý – nebylo sledováno šíření trhliny skrze inkluzi (mimo prvního tělesa s mramorovou inkluzí), tudíž by lomové vlastnosti materiálu inkluze neměly mít vliv na lomové chování zkušebních těles [164].

Je ovšem třeba připomenout, že vzorky s ocelovou inkluzí měly odlišné stáří než ostatní vzorky, a proto je nelze brát v úvahu. Jedinou výjimkou je korelace mezi Youngovým modulem pružnosti kompozitu E , který je odhadnut z lineární části F – δ diagramu a bude zde tedy menší vliv stáří. Vyzrállost (stáří) kompozitu ovlivňuje obsah nehydratovaných cementových zrn a procento objemu pórů v ITZ, které jsou způsobeny migrací iontů (převážně vápníku Ca) během hydratace [43].

Za účelem snížení rozdílů při přípravě vzorků (např. zhutňování, míchání čerstvého kompozitu), budou v korelacích využity poměry parametrů kompozitu (těles s inkluzí) a referenčního vzorku tvořeného pouze maticí, např. F/F_{MTX} .

Vliv modulu pružnosti materiálu inkluze E_{AGG} a Poissonova čísla ν_{AGG} je zobrazen na Obr. 3.60a–Obr. 3.60f. Obr. 3.60a zobrazuje nepřímou závislost mezi E_{AGG} a poměrem modulů pružnosti kompozitu E/E_{MTX} . Tato nepřímá závislost je v rozporu s dostupnou literaturou [7, 115] a bude diskutována později. Obr. 3.60c zobrazuje závislost F/F_{MTX} na E_{AGG} , přičemž je možné nalézt hodnotu E_{AGG} , pro kterou dosahuje poměr F/F_{MTX} maximálních hodnot. Na Obr. 3.60e a Obr. 3.60g je zobrazena závislost $G_F/G_{F,MTX}$, resp. $K_{Ic}^e/K_{Ic,MTX}^e$, na modulu pružnosti materiálu inkluze E_{AGG} . Hodnota E_{AGG} , při které dosahují poměry F/F_{MTX} , $G_F/G_{F,MTX}$ a $K_{Ic}^e/K_{Ic,MTX}^e$ maximálních hodnot, je téměř identická a je přibližně rovna $E_{AGG} \approx 2E_{MTX}$. Jelikož se jedná o parametry odolnosti kompozitu, mezi nimiž existuje korelace, byla tato téměř identická rovnost očekávána.

Vliv Poissonova čísla materiálu inkluze ν_{AGG} není tak významný jako v případě Youngova modulu pružnosti E_{AGG} . Podobně jako v případě E_{AGG} je i v případě ν_{AGG} nepřímá závislost, viz Obr. 3.60b. Nicméně koeficient determinace R^2 je zde blízký nule, což značí téměř žádnou závislost. Polynomiální funkce druhého řádu pro znázornění vlivu ν_{AGG} na poměr F/F_{MTX} viz Obr. 3.60b. Na Obr. 3.60f a Obr. 3.60h je znázorněn vliv ν_{AGG} na poměru $G_F/G_{F,MTX}$, resp. $K_{Ic}^e/K_{Ic,MTX}^e$. Hodnota, ve které jsou poměry maximální, je opět téměř totožná a rovná se přibližně $\nu_{AGG} \approx 0,2$, což je hodnota Poissonova čísla matrice [146]. Poměr F/F_{MTX} se mírně odlišuje a nabývá maximálních hodnot v případě $\nu_{AGG} \approx 0,24$.

(a) Vliv E_{AGG} na E/E_{MTX} (b) Vliv ν_{AGG} na E/E_{MTX} (c) Vliv E_{AGG} na F/F_{MTX} (d) Vliv ν_{AGG} na F/F_{MTX} (e) Vliv E_{AGG} na $G_F/G_{F,MTX}$ (f) Vliv ν_{AGG} na $G_F/G_{F,MTX}$ (g) Vliv E_{AGG} na $K_{Ic}^e / K_{Ic,MTX}^e$ (h) Vliv ν_{AGG} na $K_{Ic}^e / K_{Ic,MTX}^e$

Obr. 3.60: Vliv lomově mechanických vlastností materiálů inkluze.

Vliv chemického složení hornin na celkové lomově mechanické parametry hornin

Vliv chemického složení hornin na lomově mechanické parametry hornin je uveden v Tab. 3.14. Korelace mezi lomovou houževnatostí horniny $K_{Ic,AGG}$ a chemickým složením je převážně slabá až střední. Korelace mezi Poissonovým poměrem horniny ν_{AGG} a jejím chemickým složením je velmi silně negativní v případě TiO_2 , Al_2O_3 , Fe_2O_3 , MnO a MgO . Jediná velmi silná pozitivní korelace mezi E_{AGG} a chemickým složením byla nalezena pro MgO .

Tab. 3.14: Vliv chemického složení horniny na lomově mechanické parametry horniny: koeficienty korelace.

	SiO ₂	TiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	MnO	MgO	CaO	Na ₂ O	K ₂ O	P ₂ O ₅
$K_{Ic,AGG}$	-0,47	-0,03	-0,05	0,38	0,45	0,60	0,32	-0,64	-0,70	-0,28
ν_{AGG}	-0,48	-0,85	-0,82	-0,96	-0,95	-0,88	0,69	-0,66	0,09	-0,67
E_{AGG}	-0,14	0,30	0,34	0,72	0,78	0,87	-0,06	-0,25	-0,58	0,00
$G_{Ic,AGG}$	0,06	0,48	0,54	0,87	0,91	0,96	-0,28	0,01	-0,47	0,19
$G_{F,AGG}$	-0,08	0,43	0,42	0,81	0,86	0,94	-0,14	-0,12	-0,57	0,15

Vliv chemického složení hornin na mikromechanické parametry měřené nanoindentací

Vliv chemického složení horniny na mikromechanické parametry stanovené pomocí nanoindentace je uveden v Tab. 3.15. Mezi Youngovým modulem E_{20} , resp. E_{50} , a minerály je slabá negativní korelace, s výjimkou Na_2O , K_2O a P_2O_5 , u kterých je slabá až středně pozitivní korelace. Střední až silná negativní korelace se vyskytla v případě MgO a MnO . V případě tvrdosti H_{50} , je střední pozitivní korelace v případě SiO_2 a Na_2O . Silná až velmi silná pozitivní korelace byla nalezena v případě K_2O . Korelace mezi minerály a střední hodnotou funkce dotvarování (angl. creep compliance function) $J_{50}(t)$ je převážně střední až slabá.

Tab. 3.15: Vliv chemického složení horniny na mikromechanické parametry měřené nanoindentací: koeficienty korelace.

	SiO ₂	TiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	MnO	MgO	CaO	Na ₂ O	K ₂ O	P ₂ O ₅
E_{20}	-0,13	-0,08	-0,51	-0,60	-0,68	-0,76	0,28	0,18	0,25	0,24
E_{50}	0,16	0,07	-0,23	-0,44	-0,53	-0,65	-0,02	0,46	0,44	0,36
H_{50}	0,46	-0,26	-0,03	-0,59	-0,64	-0,76	-0,26	0,47	0,81	-0,01
$J_{50}(t)$	0	-0,07	0,36	0,47	0,55	0,66	-0,12	-0,36	-0,31	-0,38

Více než mineralogické složení inkluze budou vlastnosti ITZ ovlivněny mineralogií nově vzniklých fází na rozhraní inkluze–matrice, které bohužel nebyly sledovány.

Vliv lomově mechanických vlastností hornin na mikromechanické parametry měřené nanoindentací

Vliv lomově mechanických vlastností hornin na mikromechanické parametry je uveden v Tab. 3.16. Existuje zde velmi silná negativní korelace mezi lomově mechanickými parametry hornin, s výjimkou střední hodnoty funkce dotvarování $J_{50}(t)$, kde existuje velmi silná pozitivní korelace. Jedinou výjimkou je Poissonovo číslo ν_{AGG} , u kterého se ukázala slabá až střední korelace s mikromechanickými parametry.

Tab. 3.16: Vliv mechanických lomových vlastností horniny na mikromechanické parametry měřené nanoindentací: korelační koeficienty.

	$K_{Ic,AGG}$	ν_{AGG}	E_{AGG}	$\mathcal{G}_{Ic,AGG}$	$G_{F,AGG}$
E_{20}	-0,81	0,49	-0,93	-0,90	-0,89
E_{50}	-0,94	0,27	-0,93	-0,83	-0,87
H_{50}	-0,96	0,36	-0,94	-0,85	-0,92
$J_{50}(t)$	0,88	-0,33	0,91	0,84	0,85

Korelace mikromechanických parametrů měřených nanoindentací s lomově mechanickými parametry kompozitu

Korelace mikromechanických parametrů měřených nanoindentací s celkovými lomově mechanickými parametry kompozitu zkušebních těles je uvedena v Tab. 3.17. Mezi E_{20} , resp. E_{50} , a F_{max} i K_{Ic} existuje velmi silná až dokonalá pozitivní korelace. Také korelace mezi H_{50} a E je velmi silná pozitivní. Ke změně dochází v případě $J_{50}(t)$ a F_{max} , kde existuje velmi silná negativní korelace. Ostatní korelace jsou střední až silné.

Tab. 3.17: Korelace mikromechanických parametrů měřených nanoindentací s celkovým lomovým chováním.

	E_{20}	E_{50}	H_{50}	$J_{50}(t)$
F_{max}	1	0,96	0,78	-0,98
E	0,67	0,84	0,96	-0,75
G_F	0,8	0,58	0,36	-0,69
K_{Ic}	1	0,96	0,78	-0,99
K_{Ic}^e	0,86	0,67	0,38	-0,77

3.9 Závěr experimentální části

Výsledky vlivu Youngova modulu pružnosti materiálu inkluze E_{AGG} ukazují negativní korelaci s modulem pružnosti kompozitu E , což je v rozporu s literaturou [7, 115]. Je nutné si uvědomit, že tato literatura se vztahuje k běžným betonům, nikoliv k tělesům s jednou inkluzí. Mimo to je povrch inkluze, z důvodu přípravy samotné inkluze řezáním, hladký, na rozdíl od kameniva v betonu, které bývá drcené a má tím pádem hrubý a členitý povrch. Odolnost kompozitu vyjádřená poměry F/F_{MTX} , $G_F/G_{F,MTX}$ a $K_{Ic}^e/K_{Ic,MTX}^e$ se dle korelací jeví nejvyšší pro $E_{AGG} \approx 2E_{MTX}$ [164].

Maximálních hodnot poměrů $G_F/G_{F,MTX}$ a $K_{Ic}^e/K_{Ic,MTX}^e$ je dle korelací dosaženo, je-li hodnota $\nu_{AGG} \approx 0,2$, což je hodnota typická pro beton [146]. Nicméně vliv Poissonova čísla materiálu inkluze ν_{AGG} není tak významný jako v případě Youngova modulu pružnosti E_{AGG} . Jedním z důvodů může být dle výsledků simulací skutečnost, že Poissonovo číslo silně ovlivňuje rozložení napětí na volném povrchu vzorku, zatímco rozložení napětí ve středu vzorku zůstává pro různé hodnoty ν stejné [122].

Nicméně autorovi je zřejmé, že je nezbytné provést větší množství experimentů. Navíc je komplikované odlišit vliv pouze lomově mechanických parametrů od vlivu adheze způsobené Van der Waalsovými silami a chemickou reakcí v oblasti ITZ [164].

Nejvýznamnější z hlediska vlivu jsou Fe_2O_3 , MnO a MgO . Ostatní prvky jsou primárně mírně korelované. Chemické složení je vždy odrazem zastoupení hlavních horninotvorných minerálů. Oxidy Fe a Mg jsou obsaženy převážně v olivínu, pyroxenu, amfibolu a biotitu. Tyto výsledky odpovídají skutečnosti – uvedené minerály bohaté na Fe a Mg jsou typické pro bazické a ultrabazické horniny (čedič, amfibolit, gabro, eklogit, peridotit atd.), které mají obvykle vysoké hodnoty tlakových pevností. Například čedič se běžně používá jako kamenivo do vysokopevnostních betonů. Je nutné poznamenat, že nejen chemické a tedy mineralogické složení, ale také struktura a textura horniny ovlivňuje lomově mechanické parametry [178, 179].

Vliv chemického složení horniny na mikromechanické parametry vykazuje větší slabé nebo střední korelace, a zdá se tedy, že významně neovlivňuje mikromechanické parametry měřené nanoindentací, přičemž jako významný se jeví vliv lomově mechanických vlastností horniny. Tyto výsledky jsou pozoruhodné a posunou budoucí výzkum směrem k hlubšímu studiu procesů tvorby rozhraní inkluze–matrice. Vlastnosti ITZ však budou ovlivněny především mineralogií nově vzniklých fází na rozhraní inkluze–matrice, která bohužel nebyla sledována. Tyto nově vzniklé fáze jsou výsledkem chemických a fyzikálních reakcí mezi minerály (např. plagioklas, křemen) a cementovými fázemi (alit, belit atd.). Pro popis vlivu chemického složení hornin na mechanické vlastnosti vyrobeného betonu bylo stanoveno několik indexů, viz např. [93]. Tyto indexy jsou však použitelné pouze pro několik typů hornin nebo pro běžné betony, nikoliv pro jemnozrnný kompozit s jedinou inkluzí [178, 179].

4 NUMERICKÁ STUDIE

V této kapitole budou představeny jednotlivé materiálové modely použité v této práci a vybrané výsledky numerických simulací. Kapitola je rozdělena do 3 částí na základě příslušnosti materiálového modelu k dané skupině modelů.

Modely založené na zobecněné lineární elastické lomové mechanice

Prvními a z hlediska nároků na znalost materiálových parametrů „nejjednoduššími“ budou prezentovány výsledky modelu založeného na zobecněné lineární elastické lomové mechanice. Modely založené na zobecněné lineární elastické lomové mechanice jsou ideálním prostředkem pro prvotní odhad vlivu ITZ/rozhraní inkluze–matrice na lomové chování cementových kompozitů. Konkrétně budou v této kapitole prezentovány výsledky analýz chování cementových kompozitů, kde bylo zvoleno kritérium maximálního tangenciálního napětí (GMTS kritérium).

4.1 Kritérium maximálního tangenciálního napětí

GMTS kritérium (zobecněné kritérium maximálního tangenciálního napětí) [84–87, 116] je jednoduché na aplikaci a klade menší nároky na materiálové parametry (potřebné jsou pouze modul pružnosti E , Poissonovo číslo ν a lomová houževnatost K_{Ic}). Při vyhodnocení šíření trhliny se vychází ze střední hodnoty maximálního tangenciálního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ stanoveného přes určitou oblast d před čelem trhliny.

4.1.1 Teorie

Kritérium maximálního tangenciálního napětí je založeno na dvou dobře známých podmínkách stability lineární elastické lomové mechaniky – (a) k iniciaci dojde, pokud faktor intenzity napětí K_I dosáhne své kritické hodnoty K_{Ic} (také známé jako lomová houževnatost), viz např. [3], a (b) trhlina se bude šířit ve směru, kde nabývá tangenciální napětí $\sigma_{\theta\theta}$ maximálních hodnot, viz [52].

GMTS kritérium je vztaženo k průměrnému napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}(\theta)$ vypočítanému přes vzdálenost d před vrcholem trhliny. Vzdálenost d se obvykle volí v závislosti na mechanismu porušení (rozměr plastické zóny u kovových materiálů nebo lomové procesní zóny u kvazikřehkých materiálů, velikosti zrna materiálu nebo předpokládanému přírůstku iniciace/šíření trhliny). Průměrné napětí před vrcholem inkluze je

dáno v Rov. 4.1.

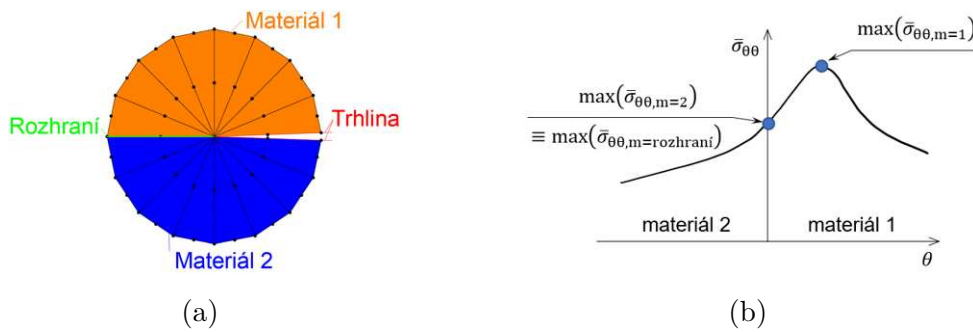
$$\bar{\sigma}_{\theta\theta}(\theta) = \frac{1}{d} \int_0^d \sigma_{\theta\theta}(r, \theta) dr, \quad (4.1)$$

kde $\sigma_{\theta\theta}$ je tangenciální napětí zjištěné z numerické analýzy, r a θ jsou polární souřadnice s počátkem ve vrcholu trhliny. Vzdálenost d lze zvolit jako předpokládaný přírůstek iniciace/šíření trhliny nebo jako velikost lomové procesní zóny, plastické zóny, příp. lze odhadnout hodnotu d metodami popsány v [95, 154, 155] atd.

Nejprve je třeba určit potenciální směr iniciace/šíření trhliny. V klasické lomové mechanice se pro určení směru šíření trhliny široce používá kritérium maximálního tangenciálního napětí [52]. V případě obecných singulárních koncentrátorů napětí závisí směr maximální hodnoty tangenciálního napětí na poloměru, kde se tangenciální napětí vyhodnocuje, a proto se k potlačení závislosti používá průměrná hodnota. Očekává se tedy orientace iniciace/šíření trhliny ve směru maxima průměrného tangenciálního napětí (Rov. 4.2).

$$\left(\frac{\partial \bar{\sigma}_{\theta\theta}}{\partial \theta} \right)_{\theta_0} = 0 \quad \wedge \quad \left(\frac{\partial^2 \bar{\sigma}_{\theta\theta}}{\partial \theta^2} \right)_{\theta_0} < 0. \quad (4.2)$$

V numerické analýze jsou tedy sledovány řídicí veličiny (průměrné tangenciální napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$) v závislosti na úhlové polární souřadnici θ , z nichž se určí předpokládaný směr šíření trhliny θ_0 .



Obr. 4.1: (a) Síť okolo vrcholu trhliny, (b) globální a lokální maxima $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ v jednotlivých materiálech [86].

Kritická hodnota tangenciálního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}(\theta)$ odpovídajícího iniciaci trhliny v tahovém módu I je určena ze znalosti podmínek šíření trhliny v homogenním materiálu, kde je tangenciální napětí před vrcholem trhliny rovno:

$$\sigma_{\theta\theta}(\theta, r) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}. \quad (4.3)$$

Integrací přes oblast d a dosazením za K_I jeho kritickou hodnotu K_{Ic} se získá kritická hodnota středního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta,c}$ (Rov. 4.4).

$$\bar{\sigma}_{\theta\theta,c,m} = \frac{2K_{Ic,m}}{\sqrt{2\pi d}} \quad (4.4)$$

Materiál před vrcholem trhliny se poruší, překročí-li střední hodnota tangenciálního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}(\theta_0)$ svou kritickou hodnotu $\bar{\sigma}_{\theta\theta,c}$:

$$\bar{\sigma}_{\theta\theta}(\theta_0) \geq \bar{\sigma}_{\theta\theta,c}. \quad (4.5)$$

V případě bimateriálového rozhraní se trhlina šíří ve směru θ_0 a do materiálu m odpovídajících nejnižší hodnotě kritické působící síly $F_{crit,m}$ vypočtené pro každou materiálovou oblast m . Kritická aplikovaná síla $F_{crit,m}$ závisí na lomové houževnatosti konkrétního materiálu $K_{Ic,m}$ a na poměru kritické hodnoty $\bar{\sigma}_{\theta\theta,c}$ a průměrného tangenciálního napětí odpovídajícímu aplikované síle F_{appl} .

$$F_{crit,m} = F_{appl} \frac{\bar{\sigma}_{\theta\theta,c}(K_{Ic,m})}{\bar{\sigma}_{\theta\theta}(\theta_{0,m})} \quad (4.6)$$

Trhlina se bude šířit při kritické působící síle F_{crit} ve směru θ_0 a do materiálové oblasti m , kde nabývá kritická síla $F_{crit,m}$ nejnižších hodnot.

$$F_{crit}(\theta_0) = \min F_{crit,m}(\theta_{0,m}) \quad (4.7)$$

Vzhledem k tomu, že se jedná o model využívající přístupy zobecněné lineární elastické lomové mechaniky, umožní pouze odhad kritické síly, při níž dojde k delaminaci/šíření trhliny, ale již neumožní kvalitativně stanovit „reálné“ deformace. Důvodem je absence tahového změkčení, které lineární model nedokáže popsat. Nicméně znalost maximálního zatížení je jedním z nejdůležitějších parametrů pro navrhování/posouzení konstrukcí na mezní stav únosnosti.

4.1.2 Metodika

Pro prvotní odhad vlivu ITZ na lomové chování byl vytvořen zjednodušený 2D model v SW Ansys [4]. Konečno prvková síť numerického modelu byla tvořena osmiuzlovými konečnými prvky PLANE 183 s nastavením K3 na rovinnou deformaci. Rovinná deformace byla zvolena vzhledem k dostatečné tloušťce vzorku pro splnění podmínek rovinné deformace. Dodržením podmínek uvedených v odst. 3.1.1 by se mělo zajistit, že se lomové mechanické vlastnosti budou blížit minimální hodnotě, která je dosažena dle [92, 114] v případě podmínek rovinné deformace.

Zatížení bylo silové a bylo aplikováno na uzel uprostřed horní plochy tělesa, příp. na horní plochu příložky. Nicméně při aplikaci síly je třeba uvažovat s tloušťkou

modelu, která je rovna pro případ rovinné deformace $B = 1,0$ m. Pro korektní stanovení velikosti síly v modelu jako v experimentech musí být splněna rovnost napětí působícího na horní desku, viz Rov. 4.8. Vztah mezi silou F_2 aplikovanou v modelu a silou F_1 aplikovanou na skutečný vzorek je následující:

$$\frac{F_1}{B_1} = \frac{F_2}{B_2} \quad (4.8)$$

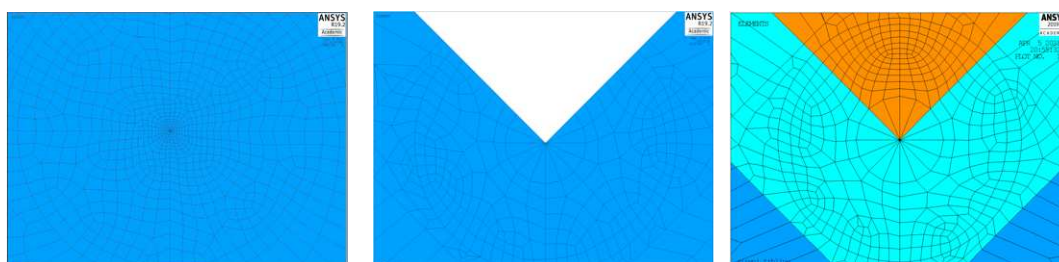
$$F_2 = 25 \cdot F_1, \quad (4.9)$$

kde $B_1 = 40$ mm je skutečná tloušťka tělesa a $B_2 = 1000$ mm je šířka tělesa uvažovaná v modelu. Tímto postupem by mělo být dosaženo stejné napjatosti v tělese.

Materiály byly modelovány jako lineární, elastické a izotropní charakterizované svými elastickými konstantami – Youngovým modulem pružnosti E a Poissonovým poměrem ν . Pro stanovení střední hodnoty kritického maximálního tangenciálního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta,c}$ je nutná znalost dalšího materiálového parametru – lomové houževnatosti K_{Ic} .

Trhlina byla modelována jako ideálně ostrá. Vzhledem k očekávaným vysokým gradientům napětí je vyžadována vysoce kvalitní a jemná síť v okolí vrcholu trhliny (Obr. 4.2a) a při spodní hraně otvoru (Obr. 4.2b)/inkluze (Obr. 4.2c) s malými prvky ve všech směrech. Pro zachycení singularity typu $\sigma \approx r^{-\frac{1}{2}}$ byly použity trojúhelníkové izoparametrické konečné prvky [20, 21, 24].

Vzhledem k rozsáhlosti výpočtů prováděných v SW Ansys byly vytvořeny dávky (makra) s využitím znalosti jazyku APDL [4]. Vybrané detaily maker jsou k nahlédnutí v příloze A.3.



(a) Vrchol trhliny

(b) Hrana otvoru

(c) Hrana inkluze

Obr. 4.2: Detaily sítě konečných prvků okolo míst s vysokými gradienty napětí.

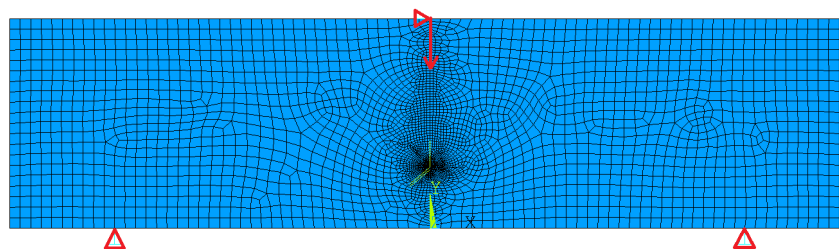
4.1.3 Výsledky

Referenční tělesa

Za účelem verifikace GMTS kritéria byly provedeny numerické simulace toho nejzákladnějšího – referenčních těles, která byla odzkoušena za účelem stanovení lomové mechanických parametrů matrice.

Numerický model

Geometrii modelu společně s okrajovými podmínkami lze nalézt na Obr. 4.3. Délka trhliny odpovídala hodnotě změřené pomocí 3D skeneru, viz odst. 3.2.



Obr. 4.3: Geometrie modelu společně s konečno prvkovou sítí a okrajovými podmínkami.

Materiálové parametry jsou uvedeny v Tab. 4.1 (tyto parametry vycházejí z vyhodnocení testů první sady těles).

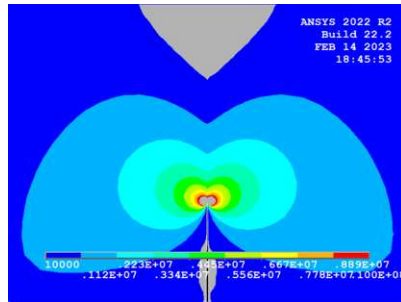
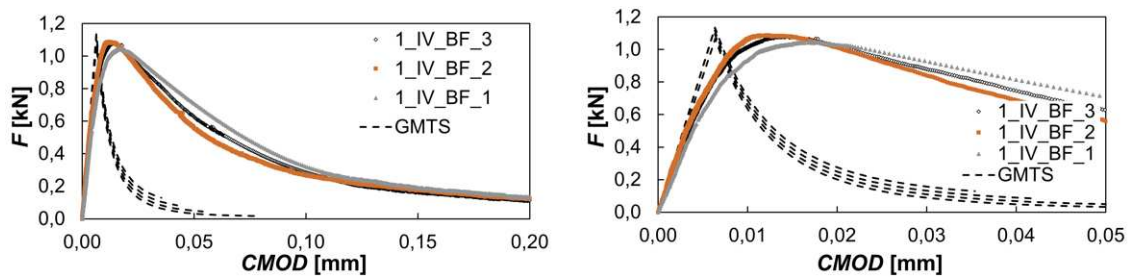
Tab. 4.1: Přehled materiálových parametrů použitých v MKP modelu

E	ν	K_{Ic}
[GPa]	[-]	[MPa·m ^{1/2}]
39,30	0,20	0,58

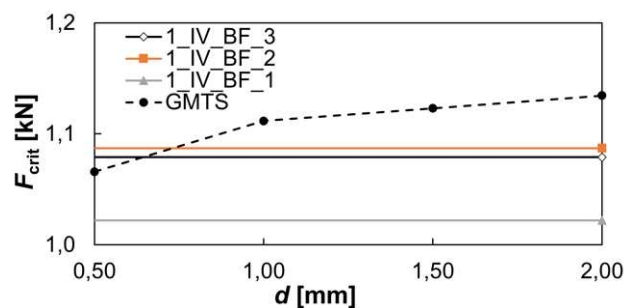
Výsledky a diskuze

Na Obr. 4.4 je vidět grafické znázornění průběhu hlavního napětí σ_1 ve fázi iniciace trhliny z vrcholu zářezu. Z izoploch hlavního napětí σ_1 je vidět, že trhlina má tendenci se šířit ve svislém směru, což odpovídá skutečnosti.

Graf závislosti síly F na otevření ústí trhliny $CMOD$ je zobrazen na Obr. 4.5 (vlevo). Je zřejmé, že GMTS kritérium ve formě zde využitě není určené pro replikaci $F-CMOD$ diagramu z důvodu chybějící funkce změkčení (plasticity). Na Obr. 4.5 (vpravo) je zobrazen detail vzestupné větve $F-CMOD$ diagramu, u kterého je zřejmé, kdy dochází ke změkčení z mikropraskání a formování lomové procesní zóny před čelem trhliny.

Obr. 4.4: Izoplochy hlavního napětí σ_1 .Obr. 4.5: F - $CMOD$ diagram referenčních těles (černá přerušovaná čára) na pozadí s naměřenými diagramy.

Nicméně GMTS kritérium umožňuje poměrně přesně určit hodnoty kritické síly F_{crit} , při nichž dochází k dalšímu šíření trhliny ze znalosti pouze tří parametrů materiálu. Graf zobrazující závislost F_{crit} na délce integrační oblasti d je zobrazen na Obr. 4.6 s naměřenými hodnotami F_{max} během experimentů na pozadí. Je zřejmé, že hodnoty F_{crit} získané pomocí GMTS kritéria se mírně odlišují od naměřených. Nicméně, vezme-li se průměr F_{crit} a F_{max} a provede se jejich srovnání, je zřejmé, že se odlišují o méně než 5%.

Obr. 4.6: Graf kritické síly F_{crit} v závislosti na d s naměřenými hodnotami F_{max} na pozadí.

Dílčí závěry

V tomto oddíle byly prezentovány výsledky numerických simulací referenčních těles a jejich srovnání s naměřenými hodnotami. Ze srovnání je patrné, že hodnoty $CMOD$ jsou z důvodu chybějící funkce změkčení (plasticity) podhodnocené, zatímco hodnoty F_{crit} přibližně korespondují s naměřenými hodnotami. Z tohoto úhlu pohledu GMTS kritérium umožňuje odhad hodnot kritických sil F_{crit} , při kterých dojde k šíření trhliny, při znalosti mnohonásobně méně parametrů. Vzhledem k tomu, že se u konstrukcí s trhlinou častěji posuzuje jejich zbytková únosnost namísto průhybů, se zdá být toto kritérium pro prvotní inženýrský odhad zbytkové životnosti konstrukce dostatečné.

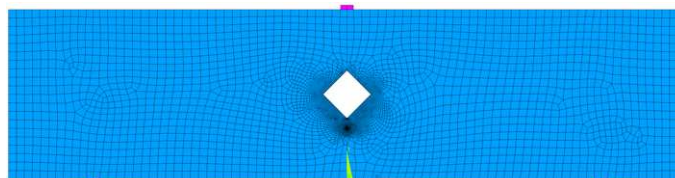
Vliv otvoru na lomové chování těles z cementového kompozitu

Numerické simulace tělesa s polygonálním otvorem byly prezentovány v následujících publikacích autora [170, 173], a proto je zde z nich čerpáno.

Za účelem zjištění vlivu polygonálního otvoru na lomové chování cementových kompozitů byla navržena a odzkoušena speciální tělesa v konfiguraci tříbodového ohybu. Zkušební tělesa ve tvaru trámce o rozměrech $40 \times 40 \times 160$ mm s otvorem o rozměrech $8 \times 8 \times 40$ mm umístěným uprostřed rozpětí byla opatřena počátečním koncentrátorem napětí délky $a_0 = 12$ mm (vzhledem k neznalosti skutečné délky ze 3D skeneru) umístěným uprostřed spodní strany vzorku. Výsledky těchto těles umožní stanovit vliv adheze mezi inkluzí a ITZ, potažmo maticí, již ze samotného srovnání hodnot maximálních sil a strmosti F - δ diagramů, a proto mají tato tělesa mnohem větší vypovídající hodnotu, než se může na první pohled zdát.

Numerický model

Pro zjištění vlivu otvoru na výsledné chování cementového kompozitu byl vytvořen zjednodušený 2D model v MKP softwaru ANSYS, Inc. [4], viz Obr. 4.7. Počáteční koncentrátor napětí byl vytvořen ve formě ostré trhliny délky $a_0 = 12$ mm.



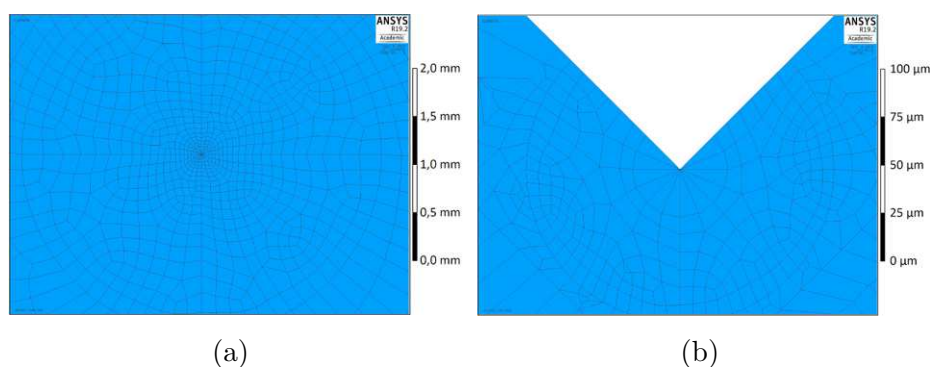
Obr. 4.7: Model tělesa s polygonálním otvorem.

Přehled použitých materiálových parametrů nalezne čtenář v Tab. 4.2.

Tab. 4.2: Přehled materiálových parametrů použitých v MKP modelu.

Vrstva	E [GPa]	ν [-]	K_{Ic} [MPa·m ^{1/2}]
Matrice	44,04	0,2	0,5
Ocelové příložky	210	0,3	–

Vzhledem k očekávaným vysokým gradientům napětí je vyžadována vysoce kvalitní a jemná síť v okolí vrcholu trhliny (Obr. 4.8a) a při spodním vrcholu otvoru (Obr. 4.8b) s malými prvky ve všech směrech. Trhlina byla modelována jako ideálně ostrá. Integrační délka d byla volena v rozmezí 0,5–2,34 mm, přičemž délka 2,34 mm odpovídá vzdálenosti mezi vrcholem trhliny a spodním vrcholem otvoru, což jsou oba potenciální koncentrátoři napětí. Podle teorií lomové mechaniky, viz [36, 154, 155], se předpokládá, že oblast vymezená vzdáleností d odpovídá aktuálnímu přírůstku trhliny v konečné délce.

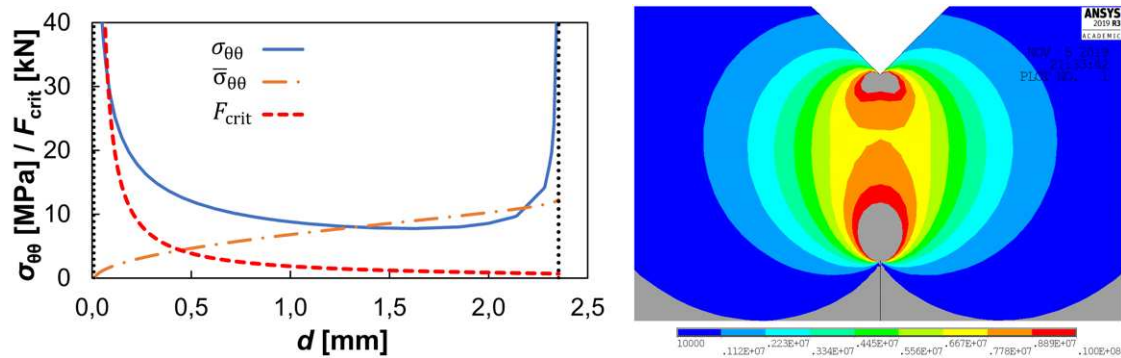


Obr. 4.8: Detail sítě konečných prvků okolo vrcholu trhliny (a); detail sítě okolo vrcholu polygonálního otvoru (b).

Výsledky a diskuze

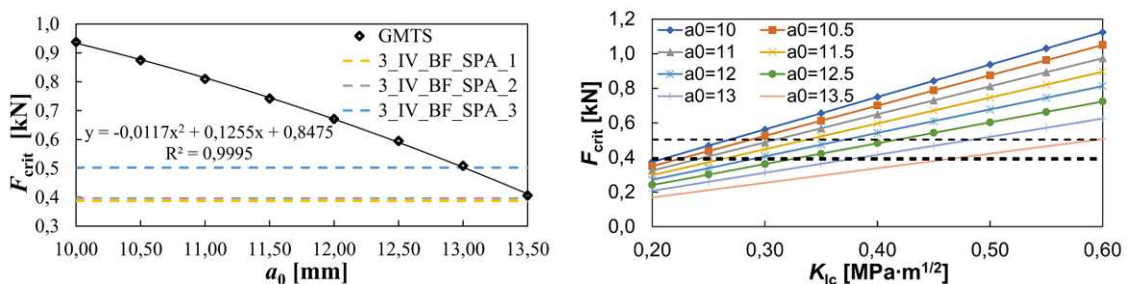
Na Obr. 4.9 vlevo je vidět grafické znázornění průběhu $\sigma_{\theta\theta}$ v závislosti na vzdálenosti od vrcholu trhliny d – plná modrá čára, odpovídající hodnota středního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ vypočtená přes integrační oblast d pomocí Rov. 4.1 – čerchovaná oranžová čára, a z ní vypočtená kritická hodnota aplikované síly F_{crit} , při níž dojde k iniciaci lomu, – čárkovaná červená čára. Svislé tečkované čáry v grafu (Obr. 4.9 vlevo) odpovídají vrcholu trhliny ($d = 0$ mm) a vrcholu inkluze ($d = 2,34$ mm). Na Obr. 4.9 vpravo je rovněž znázorněno napětí $\sigma_{\theta\theta}$ nicméně odlišným způsobem, a to za pomoci izoploch rozložení napětí mezi trhlinou a otvorem.

Graf závislosti kritické síly F_{crit} na délce trhliny a_0 je zobrazen na Obr. 4.10 (vlevo). Ze srovnání výsledků numerických simulací s experimentálně naměřenými



Obr. 4.9: Graf napětí $\sigma_{\theta\theta}$ /kritické síly F_{crit} v závislosti na integrační délce d (vlevo); izoplochy napětí $\sigma_{\theta\theta}$.

daty (přerušované čáry), je vidno, že vypočtené F_{crit} dosahují výrazně vyšších hodnot, což naznačuje, že během přípravy koncentrátoru napětí pravděpodobně došlo k porušení plochy ligamentu mezi otvorem a vrcholem trhliny (zářezu). Je zřejmé, že takto malá plocha o výšce cca 2,34 mm není schopna přenést zatížení způsobené řezáním diamantovým kotoučem pily. Z důvodu tvorby mikrotrhlin a celkového změkčení v této oblasti by měla být „skutečná“ délka trhliny $a_0 \approx 13\text{--}13,5$ mm.

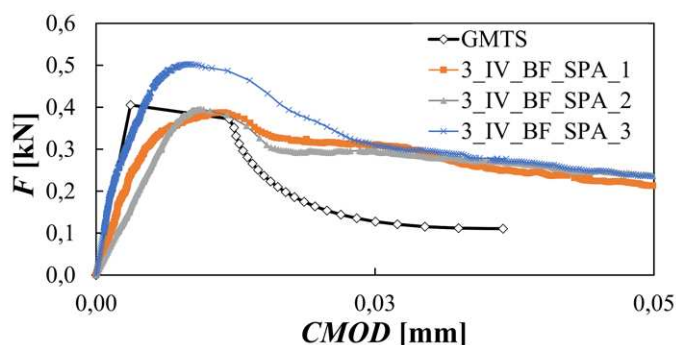


Obr. 4.10: Graf závislosti kritické síly F na délce trhliny a_0 s přerušovanými čarami představujícími experimenty (vlevo); lomové houževnatosti K_{Ic} .

Je ovšem dobré si uvědomit, že vzdálenost 2,34 mm nereprezentuje charakteristickou délku pro matici, ale odpovídá spíše charakteristické délce jednotlivých složek matrice – cementové pastě, zrn drobného křemičitého kameniva a případně ITZ okolo zrn drobného kameniva [69, 70]. Je tedy otázkou, zda není chybné uvažovat s lomově mechanickými parametry matrice. Tuto skutečnost lze prezentovat na grafu závislosti kritické síly F_{crit} na lomové houževnatosti K_{Ic} (a délce trhliny a_0), který je zobrazen na Obr. 4.10 (vpravo). Zde lze jasně vidět, že F_{crit} se blíží experimentálně zjištěné maximální síle F_{max} pro $K_{Ic} \approx 0,28\text{--}0,38 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ pro $a_0 = 12$ mm. Nahlédneme-li do dostupné literatury, např. [32, 197], zjistíme, že tyto hodnoty přibližně odpovídají lomové houževnatosti cementové pasty. Oproti tomu lomová

houževnatost kameniva je několikanásobně větší, např. zde použitý křemičitý písek má $K_{Ic} = 1,4 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ [143].

Vypočtený F - $CMOD$ diagram pro délku trhliny $a_0 = 13,5 \text{ mm}$ ve srovnání s experimentálními měřeními lze nalézt na Obr. 4.11. Vzestupná větev se podobá experimentálním měřením, zatímco sestupná větev je již odlišná. Důvodem pro tento rozdíl je použití principů zobecněné lineární elastické lomové mechaniky, která nebere v potaz tahové změkčení vlivem mikropraskání.



Obr. 4.11: Vypočtený F - $CMOD$ diagram s experimentálními výsledky na pozadí.

Dílčí závěry

Závěrem podrobné numerické analýzy je, že diamantový kotouč pily pravděpodobně poškodil při tvorbě zářezu vzorek více, než se očekávalo [170]. Na základě volby břitů se odvíjí zóna poškození, která činí u vnitřního 0,1–0,3 mm a vnějšího 0,1–3 mm [35], viz odst. 3.1.3. Pokud by byl tedy vytvořen zářez diamantovým kotoučem s vnějšími břitů, vypočtená délka trhliny $a_0 \approx 13$ –13,5 mm by souhlasila s výše uvedeným tvrzením o zóně poškození způsobené dělením materiálu diamantovým kotoučem. Pro ověření vlivu způsobu přípravy koncentrátoru napětí byla odzkoušena čtvrtá sada zkušebních těles a výsledky byly diskutovány v příslušné kapitole.

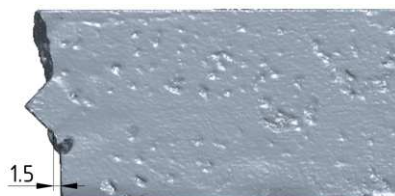
Vzhledem k malé vzdálenosti mezi vrcholem trhliny a rohem otvoru je uvažování homogenního izotropního materiálu v celém objemu lomově mechanickými parametry matrice ve své podstatě chybné. Tvrzení lze prezentovat na hodnotách charakteristické délky pro matrici (desítky až stovky mm) a cementovou pastu (jednotky až nižší desítky mm). Příčinou redukce maximálního zatížení F_{\max} je tedy šíření trhliny v cementové pastě (nikoliv v matrici) na ploše ligamentu, která má výrazně nižší lomově mechanické vlastnosti než matrice [32, 197]. Je ovšem potřeba přiznat, že redukce F_{\max} je pravděpodobně způsobena kombinací obou z výše uvedených možností, jelikož je komplikované nalézt mezi nimi jasnou hranici.

Nicméně, kritérium stability založené na průměrné hodnotě tangenciálního napětí před vrcholem trhliny se jeví jako vhodné pro stanovení maximálního zatížení, zatímco hodnota otevření ústí trhliny $CMOD$ je, vzhledem k absenci tahového změkčení v modelu, podhodnocena. Nejdůležitější veličinou pro návrh konstrukcí je však stále maximální zatížení, takže z tohoto hlediska je toto kritérium dostatečné.

Vliv vzájemné polohy trhliny a otvoru

Numerické simulace lomového tělesa s polygonálním otvorem byly prezentovány v následujících publikacích autora [170, 173], a proto je zde z nich čerpáno. Vlivem vzájemné polohy otvoru a trhliny se zabývá publikace [174], nicméně v této části bude geometrický model upraven a na místo zářezu bude uvažována trhlina.

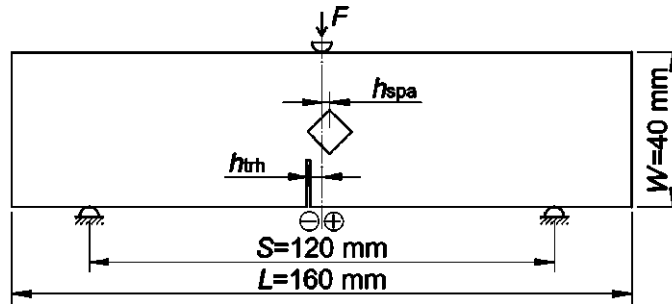
Vzhledem k výrobním nepřesnostem a netuhému uchycení inkluzí při výrobě vzorků je nutné při simulaci vzít do úvahy vliv polohy trhliny a inkluze/otvoru. Důkazem pro toto tvrzení budiž sken poloviny zkušebního tělesa po provedené lomové zkoušce znázorněný na Obr. 4.12. I přes to, že je v tomto případě vzdálenost mezi osou zářezu a vrcholem inkluze 1,5 mm, bude v následující studii uvažován posun maximální hodnotou 3 mm od roviny symetrie (uprostřed) tělesa.



Obr. 4.12: Vzájemná poloha zářezu a vrcholu inkluze.

Numerický model

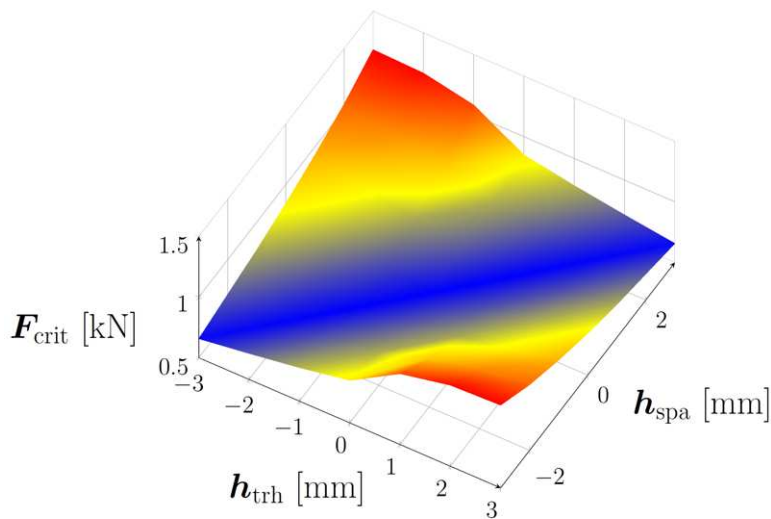
Schéma numerického modelu s vyznačenými rozměry polohy trhliny h_{trh} a otvoru h_{spa} je uvedeno na Obr. 4.13. Počáteční koncentrátor napětí byl opět vytvořen ve formě ostré trhliny délky $a_0 = 12$ mm. Integrační délka d byla zvolena jako vzdálenost vrcholu trhliny a rohu otvoru, jakožto míst s vysokými gradienty napětí. Použité materiálové parametry jsou stejné jako v předchozím odstavci, viz Tab. 4.2.



Obr. 4.13: Schéma zkušební vzorku s rozměry polohy trhliny h_{trh} a otvoru h_{spa} .

Výsledky a diskuze

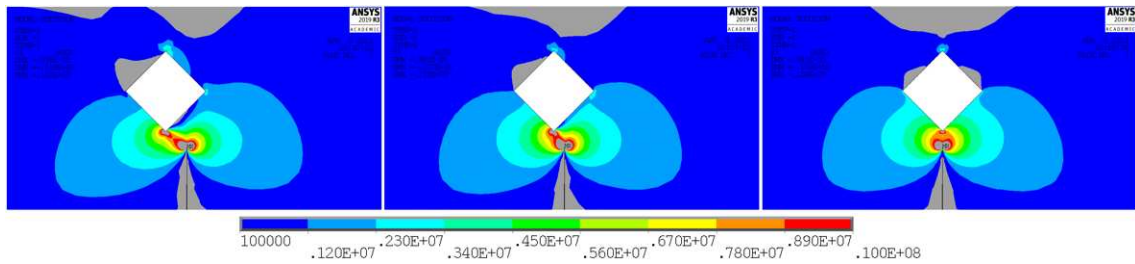
Na Obr. 4.14 je znázorněn 3D graf závislosti iniciační síly F_{crit} na poloze trhliny a otvoru vztážené k ose horní příložky. Se zmenšující se vzájemnou vzdáleností mezi otvorem a zářezem se zmenšují i hodnoty F_{crit} , které korespondují se silou nutnou k porušení tělesa. Nutno podotknout, že tento graf náleží trhlině s délkou $a_0 = 12$ mm. Pro ostatní délky dochází pouze k vertikálnímu posunu grafu, nicméně samotný graf zůstává téměř neměnný.



Obr. 4.14: Graf závislosti iniciační síly F_{crit} na poloze trhliny h_{trh} a otvoru h_{spa} pro délku trhliny $a_0 = 12$ mm.

Izoplochy 1. hlavního napětí σ_1 , které „ukazují“ šíření trhliny pro jednotlivé polohy trhliny a otvoru, jsou znázorněny na Obr. 4.15. Je zřejmé, že trhlina je stále přitahována otvorem, a proto by se do jejího vrcholu, v případě homogenního kontinua bez dutin a pórů, měla trhlina šířit. S větší vzdáleností otvoru od trhliny (cca 4–6 mm v závislosti na délce trhliny) dochází ke změně šíření trhliny, která již není přitahována otvorem [174]. Tyto výsledky jsou v dobré korelaci se zjištěními

publikovanými v [96], kde autoři ovlivňují směr šíření trhliny za pomoci kruhového otvoru, konkrétně jeho průměrem a vzdáleností od čela trhliny v hliníkové slitině.



Obr. 4.15: Izoplochy 1. hlavního napětí pro $h_{\text{trh}} = 0$ mm a pro (zleva) $h_{\text{spa}} = -3$ mm; $h_{\text{spa}} = -1,5$ mm; $h_{\text{spa}} = 0$ mm

Dílčí závěry

Z podrobné numerické analýzy plyne, že výrobní tolerance výrazně ovlivňují lomové chování tělesa s otvorem, resp. hodnotu iniciační síly, při které se trhlina začne materiálem šířit. Největší vliv na změnu hodnoty iniciační síly má poloha otvoru a trhliny, včetně jejich vzájemné polohy, což je v souladu s již publikovanými výsledky. Minimální hodnoty dosahuje iniciační síla v případě, kdy se trhlina a otvor nachází přímo nad sebou, což je způsobeno menší plochou, která vzdoruje šíření trhliny. Rovněž bylo zjištěno, že s rostoucí vzájemnou vzdáleností mezi otvorem a zářezem dochází ke změně šíření trhliny, která již není přitahována otvorem.

Vliv vlastností rozhraní na hodnotu kritické síly

Vlivem ITZ mezi ocelovou inkluzí a matricí se zabývaly článek autora [175], a proto je zde z něj čerpáno.

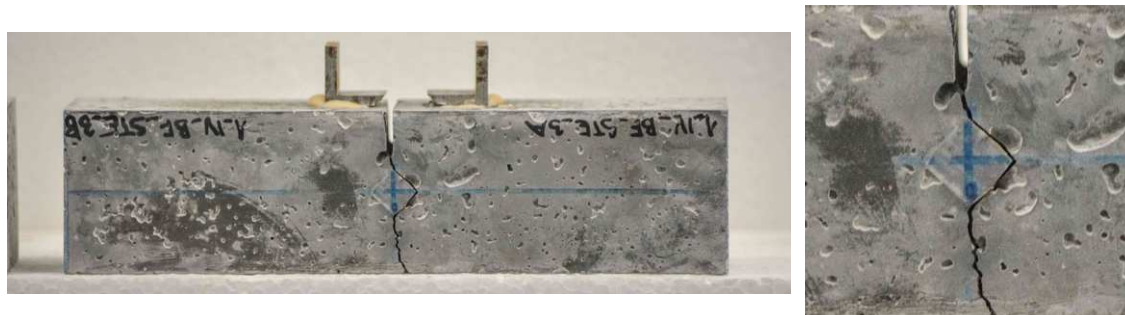
V kapitole 3 bylo ukázáno, že u těles s ocelovou inkluzí dochází k redukci maximální síly F_{max} ve srovnání s referenčními tělesy. Střední hodnoty a směrodatné odchylky maximální síly F_{max} a odpovídající hodnoty průhybu δ_{max} a otevření ústí trhliny $CMOD_{\text{max}}$ lze nalézt v Tab. 4.3.

Tab. 4.3: Střední hodnoty a směrodatné odchylky maximální síly těles s STE inkluzí

Tělesa	F_{max} [kN]	δ_{max} [mm]	$CMOD_{\text{max}}$ [mm]
1_IV_BF	1,07±0,02	0,015±0,0007	0,0147±0,0027
1_IV_BF_STE	0,384±0,018	0,0213±0,0042	0,0247±0,0074

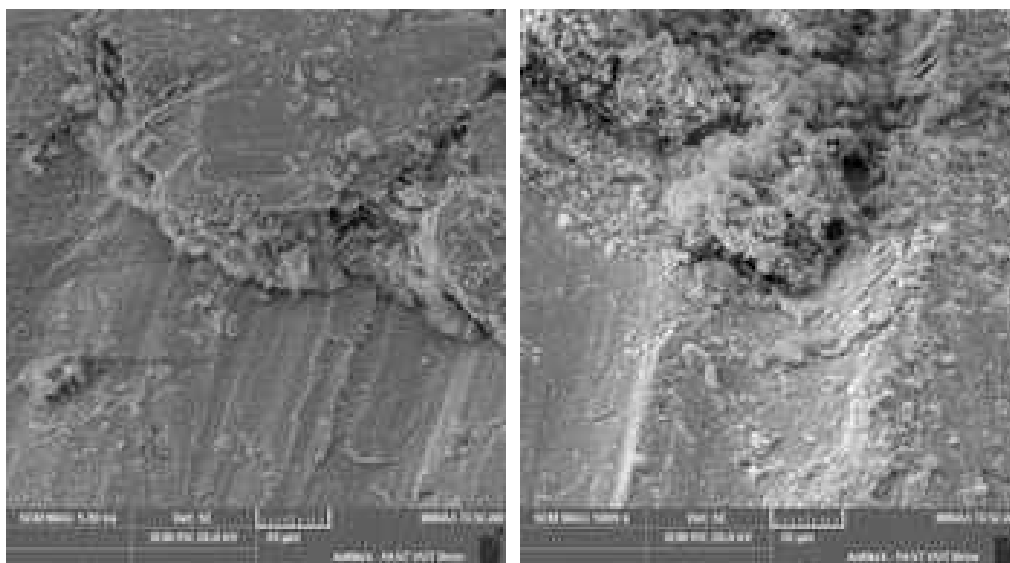
Těleso po lomové zkoušce s viditelným šířením trhliny lze nalézt na Obr. 4.16. Trhlina se šířila ze zářezu do spodní hrany inkluze a odtud po rozhraní až po vrchní

hranu inkluze, odkud se následně šířila skrze matici až do úplného lomu tělesa. Tento směr šíření trhliny byl pozorován u všech testovaných těles s ocelovou inkluzí a indikuje nedokonalou adhezi mezi maticí a inkluzí, jak bude ukázáno dále.



Obr. 4.16: Těleso s ocelovou inkluzí po lomové zkoušce (vlevo), detail trhliny.

Mikrostruktura rozhraní ocel–matrice charakterizovaná SEM prostřednictvím detekce sekundárních elektronů (SE) je vidět na Obr. 4.17. Ze snímků je zřejmé, že neexistuje žádné spojení mezi cementovou pastou a povrchy inkluze, což značí, že adheze je výsledkem tření, které je závislé na drsnosti inkluze.

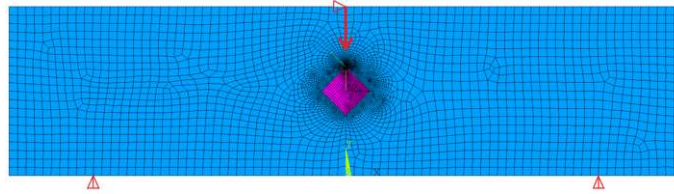


Obr. 4.17: Mikrostruktura rozhraní ocel–matrice charakterizovaná SEM prostřednictvím detekce SE (foto Dr. Bayer).

Numerický model

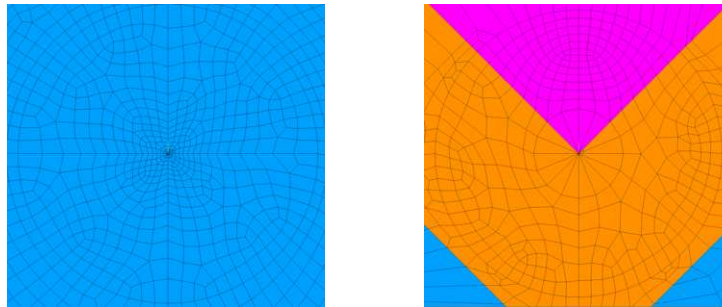
Zjednodušený 2D model (Obr. 4.18) byl vytvořen v softwaru Ansys Inc. [4]. Byly použity rovinné 8-uzlové konečné prvky PLANE 183, přičemž KEYOPT K3 byl

nastaven na rovinnou deformaci z důvodu dostatečné tloušťky tělesa. Jednotlivé komponenty (ocel, matrice, ITZ) byly modelovány s dokonalou adhezí. Trhlina byla modelována jako ideálně ostrá. Proces šíření trhliny byl modelován metodou remeshingu, což znamená, že s novým přírůstkem trhliny byla vytvořena nová geometrie a síť konečných prvků.

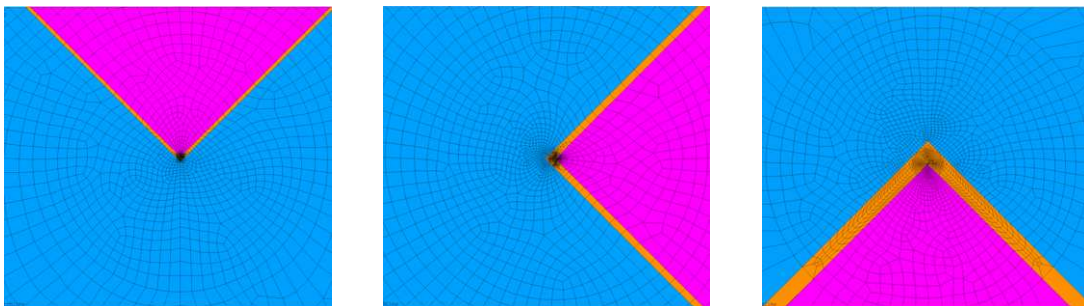


Obr. 4.18: Geometrie modelu, včetně sítě konečných prvků a okrajových podmínek.

Z důvodu očekávaných vysokých gradientů napětí okolo vrcholu trhliny a hran (v případě 2D – vrcholů) inkluze je vyžadována vysoce jemná síť v jejich blízkosti se 6-uzlovými trojúhelníkovými konečnými prvky ve všech směrech.



Obr. 4.19: Sítí konečných prvků okolo vrcholu trhliny (vlevo) a spodního rohu inkluze.



Obr. 4.20: Sítí konečných prvků okolo rohů inkluze (zleva) – spodní, levý, horní.

Materiály byly modelovány jako lineární, elastické, izotropní, viz Tab. 4.4. Youngův modul pružnosti ITZ E_{ITZ} byl odhadnut jako:

$$E_{ITZ} = \frac{F_{\max,STE}}{F_{\max,MTX}} \cdot E_{MTX}, \quad (4.10)$$

kde $F_{\max,STE}$ představuje experimentálně získanou maximální sílu těles s ocelovou inkluzí, $F_{\max,MTX}$ maximální sílu v případě referenčních vzorků a E_{MTX} je Youngův modul pružnosti matrice. Tento předpoklad je založen na výsledcích nanoindentačních měření, viz [195] a odstavec 3.6.

Tab. 4.4: Přehled parametrů materiálu použitých v numerickém modelu.

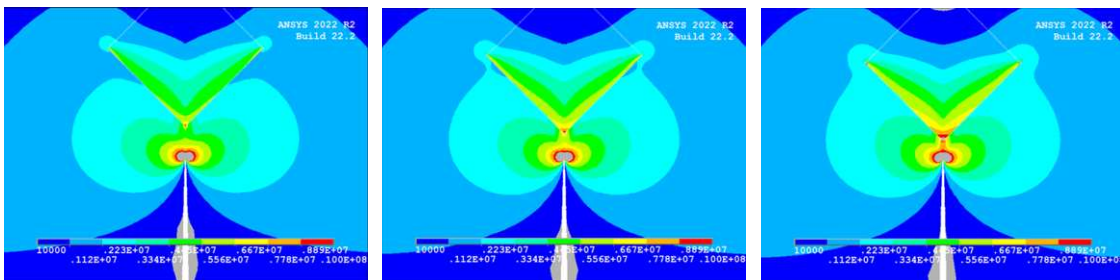
Materiál	E [GPa]	ν [-]	K_{Ic} [MPa · m ^{1/2}]
Matrice – jemnozrnný kompozit	39,3	0,20	0,58
ITZ	14,7	0,20	$\frac{1}{4}, \frac{1}{2}, \frac{3}{4}, 1 \times K_{Ic,MTX}$
Inkluze – ocel S235	210	0,30	–

Pro zjištění vlivu okrajových podmínek byly vytvořeny dva modely. První model obsahoval ocelové příložky o rozměrech $3 \times 1 \times 40$ mm; druhý model byl bez ocelových příložek, a proto byly okrajové podmínky (zatížení a zamezení posunů) aplikovány na uzly náležící matrici.

Fáze 1 – Iniciace trhliny ze zářezu

Integrační délka d v této fázi byla uvažována jako vzdálenost mezi vrcholem trhliny a spodní hranou inkluze, což jsou oba potenciální koncentrátoři napětí. Podle teorií lomové mechaniky, viz [36, 154, 155], předpokládáme, že oblast d odpovídá délce aktuálního přírůstku trhliny. V tomto případě se tedy předpokládá, že oblast mezi vrcholem trhliny a inkluze se poruší najednou.

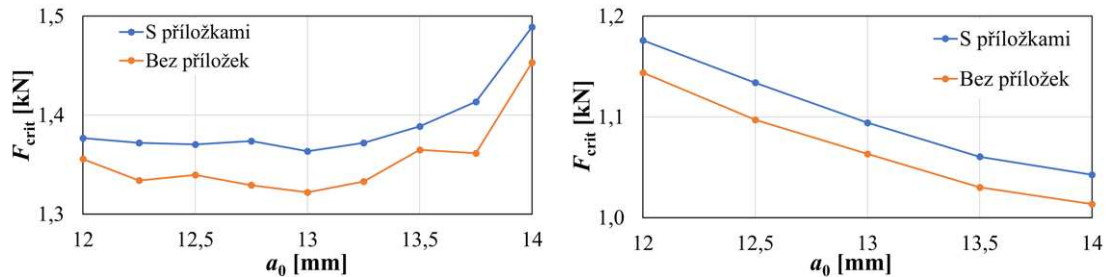
Z výsledků numerické simulace (Obr. 4.21) je zřejmé, že inkluze slouží jako další koncentrátor napětí a ovlivní tak stav napětí před vrcholem trhliny, zejména pro větší počáteční délku trhliny a_0 .



Obr. 4.21: Vývoj hlavního napětí σ_1 pro $a_0 = 12; 12,5$ a 13 mm (zleva).

Grafy popisující závislost kritické síly F_{crit} na délce trhliny a_0 pro těleso s ocelovou inkluzí (vlevo) a referenční těleso (vpravo) lze nalézt na Obr. 4.22 pro oba modely

– s příložkami (modrá barva) a bez příložek (oranžová barva). Různé délky trhliny byly zvoleny na základě předchozích simulací těles s otvorem, kde bylo, jako jedna z možných příčin redukce F_{\max} , zjištěno poškození vzorku diamantovým kotoučem pily [170].



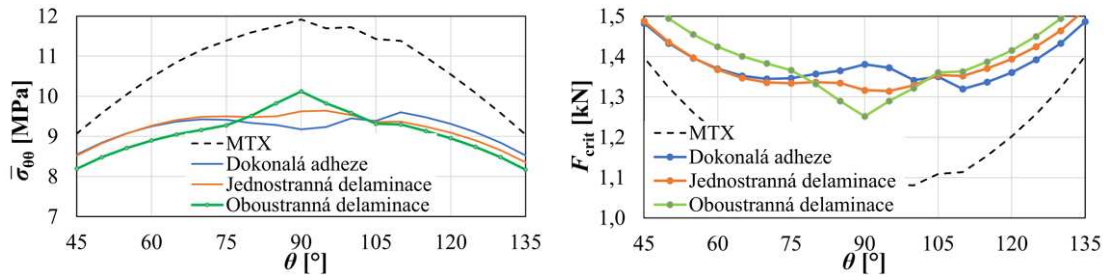
Obr. 4.22: Graf vývoje kritické síly F_{crit} v závislosti na délce trhliny a_0 pro těleso s STE inkluzí (vlevo); referenční těleso.

Z grafů je zřejmé, že čím větší je hodnota a_0 , tím menší je hodnota F_{crit} v případě referenčního tělesa. Opačný případ nicméně nastane v případě těles s ocelovou inkluzí.

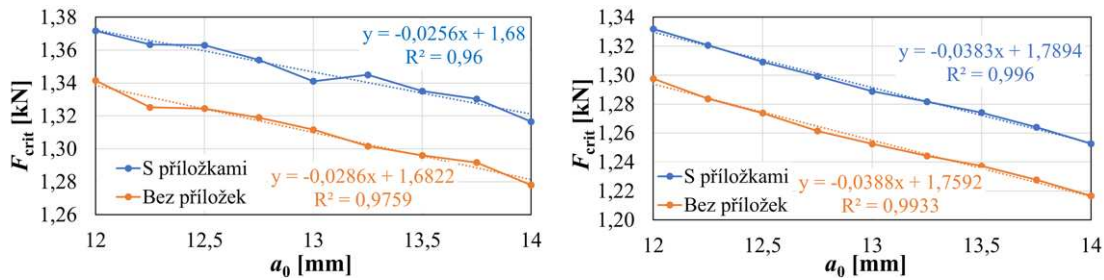
Vysvětlení výše uvedeného chování lze nalézt na Obr. 4.23, na kterém je zobrazena střední hodnota tangenciálního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ (vlevo), resp. kritická síla F_{crit} (vpravo), v závislosti na polárním úhlu (směru šíření trhliny) θ pro $a_0 = 13$ mm. Směr šíření trhliny pro dokonalou adhezi není vertikální (roven 90°) a odchylka od vertikálního směru šíření narůstá s rostoucí délkou trhliny a_0 . Tato odchylka od vertikálního směru je pro trhlinu energeticky náročnější, a proto je předpoklad, že vlivem nedokonalého zhutnění okolo vrcholů inkluze došlo k delaminaci. V numerické studii předpokládáme jednostrannou i oboustrannou delaminaci, obě rovné 5 % velikosti inkluze. Maximální hodnoty $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$, resp. minimální hodnoty F_{crit} , je dosaženo při $\theta = 90^\circ$ pro oboustrannou delaminaci, resp. $\theta = 95^\circ$ pro jednostrannou, což odpovídá pozorovanému směru šíření trhliny během experimentů (Obr. 4.16).

Graf popisující vliv jednostranné delaminace (vlevo) a oboustranné delaminace (vpravo) na F_{crit} v závislosti na a_0 je zobrazen na Obr. 4.24 pro oba modely (s příložkami i bez příložek). Nicméně, zde již platí nepřímá úměra mezi F_{crit} a a_0 .

Vyšší hodnoty F_{crit} jsou dosaženy v případě modelu s příložkami, což je způsobeno nereálným „vyztužením“ tělesa příložkami. I přes to, že jsou tyto rozdíly v případě F_{crit} cca 2,5 %, bude v následujících fázích šíření trhliny použit pouze model bez příložek.



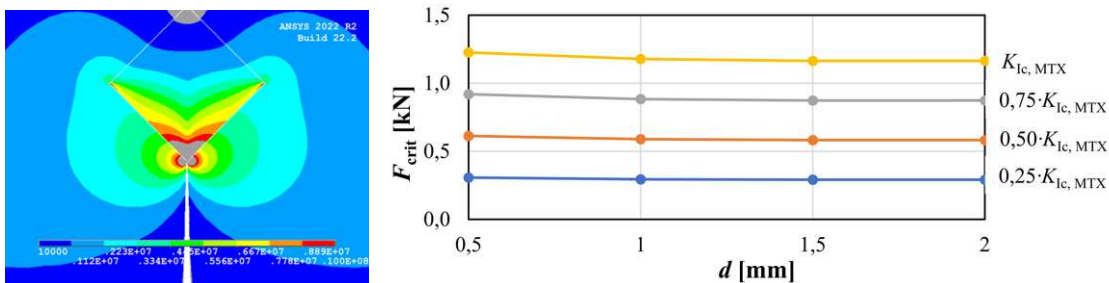
Obr. 4.23: Graf vývoje střední hodnoty tangenciálního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ (vlevo), resp. kritické síly F_{crit} (vpravo,) v závislosti na směru šíření trhliny θ .



Obr. 4.24: Graf vývoje kritické síly F_{crit} v závislosti na počáteční délce trhliny a_0 pro 5% jednostrannou (vlevo), resp. 5% oboustrannou delaminaci (vpravo).

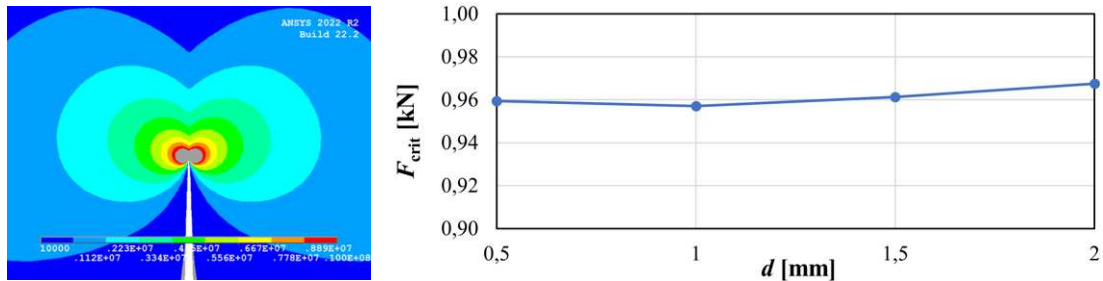
Fáze 2 – šíření trhliny ze spodního rohu inkluze

V této fázi je pozornost věnována šíření trhliny ze spodního rohu inkluze. Graf popisující závislost kritické síly F_{crit} na integrační délce d lze nalézt na Obr. 4.25 (vpravo), zatímco izoplochy 1. hlavního napětí σ_1 lze nalézt na Obr. 4.25 (vlevo). Zde je třeba podotknout, že F_{crit} byla stanovena pro šíření trhliny podél rozhraní inkluze–ITZ, přičemž lomová houževnatost ITZ $K_{Ic,ITZ}$ byla rovna 0,25, 0,50, 0,75 a 1,0 lomové houževnatosti matrice $K_{Ic,MTX}$.



Obr. 4.25: Izoplochy hlavního napětí σ_1 (vlevo); graf kritické síly v závislosti na integrační délce d a lomové houževnatosti ITZ $K_{Ic,ITZ}$ pro tělesa s STE inkluzí.

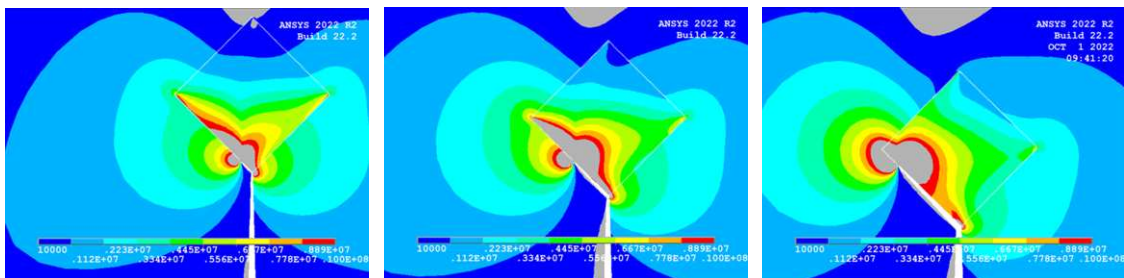
Pro verifikaci modelu (převážně konečno prvkové sítě) byla rovněž provedena numerická simulace šíření trhliny v referenčních tělesech. Graf popisující závislost kritické síly F_{crit} na integrační délce d lze nalézt na Obr. 4.26 (vpravo), zatímco izoplochy 1. hlavního napětí σ_1 lze nalézt na Obr. 4.26 (vlevo).



Obr. 4.26: Izoplochy hlavního napětí σ_1 (vlevo); graf kritické síly F_{crit} v závislosti na integrační délce d pro referenční tělesa.

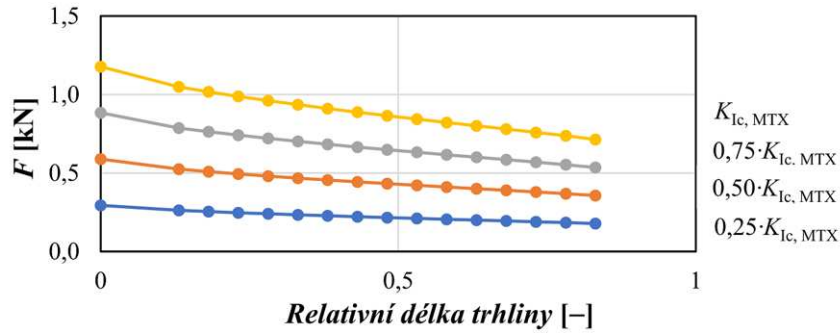
Fáze 3 – šíření trhliny po rozhraní

Tato fáze se zabývá šířením trhliny podél rozhraní inkluze–matrice. Přestože je maximální hodnoty $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ dosaženo v téměř vertikálním směru (samozřejmě v závislosti na poloze vrcholu trhliny), je trhlina nucena se šířit po rozhraní z důvodu vyšších hodnot lomové houževnatosti oceli oproti matrici. Z výsledků numerických simulací je zřejmé, že inkluze slouží jako překážka pro šíření trhliny a ovlivňuje napjatost před vrcholem trhliny, viz Obr. 4.27.



Obr. 4.27: Izoplochy hlavního napětí σ_1 pro jednotlivé fáze šíření trhliny podél rozhraní mezi spodním a levým rohem inkluze.

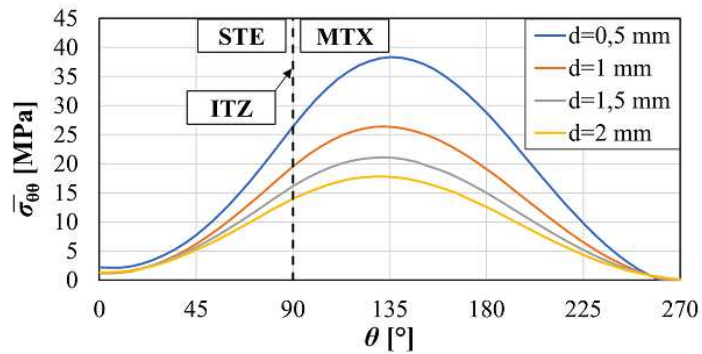
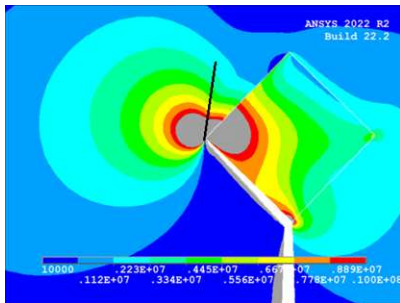
Závislost kritické síly F_{crit} na relativní délce trhliny (délka trhliny ku délce strany inkluze) je zobrazena na Obr. 4.28. Hodnota 0 odpovídá poloze vrcholu trhliny ve spodním rohu inkluze, zatímco hodnota 1 odpovídá vrcholu trhliny v levém rohu inkluze. Kritické síly F_{crit} byly stanoveny pro $K_{\text{Ic,ITZ}} = 0,25, 0,50, 0,75$ a $1,0 \cdot K_{\text{Ic,MTX}}$.



Obr. 4.28: Graf kritické síly F_{crit} v závislosti na relativní délce trhliny.

Fáze 4 – šíření trhliny z levého rohu inkluze

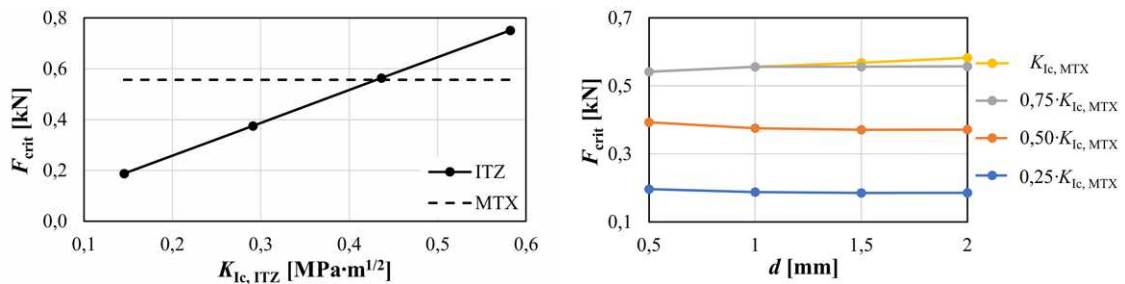
Graf střední hodnoty tangenciálního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ v závislosti na směru šíření trhliny θ a integrační délce d pro vrchol trhliny v levém rohu inkluze je vidět na Obr. 4.29 (vpravo). Počátek polárního souřadnicového systému je ve vrcholu trhliny, referenční směr $\theta = 0^\circ$ leží na okraji inkluze (čele trhliny) a kladný směr je proti směru hodinových ručiček. Polární úhel mezi 0° a 90° tedy představuje plochu inkluze. Z grafu je zřejmé, že směr šíření trhliny (odpovídající maximální hodnotě $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$) je přibližně 130° , čemuž odpovídá téměř svislý směr šíření z levého rohu inkluze. Hodnoty $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ jsou v souladu s izoplochami hlavního napětí σ_1 – viz Obr. 4.29 (vlevo).



Obr. 4.29: Izoplochy hlavního napětí σ_1 (vlevo), graf $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ v závislosti na směru šíření trhliny θ .

Pozorovaný směr šíření trhliny během experimentů byl však odlišný – trhlina se šířila po rozhraní (Obr. 4.16). To ovšem znamená, že hodnoty $K_{Ic,ITZ}$ musejí být nižší než $K_{Ic,MTX}$. V opačném případě se trhlina bude šířit do matrice. Tento jev je dobře pozorovatelný na Obr. 4.30 (vlevo), kde je zobrazen graf F_{crit} v závislosti na $K_{Ic,ITZ}$ pro $d = 1$ mm. Černá přerušovaná čára představuje F_{crit} potřebnou pro šíření trhliny do matrice, zatímco plná černá čára představuje hodnoty F_{crit} potřebné pro šíření trhliny podél rozhraní. Průsečík těchto dvou čar představuje maximální

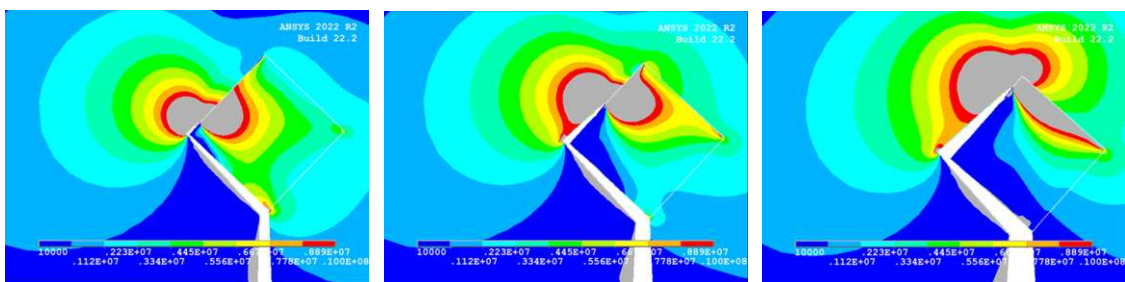
hodnotu $K_{Ic,ITZ}$, pro kterou se bude trhlina šířit po rozhraní. Oproti tomu graf popisující závislost F_{crit} na hodnotě d je znázorněn na Obr. 4.30 (vpravo). Totožnost žluté a šedé křivky je dána hodnotou $K_{Ic,ITZ}$, kdy $K_{Ic,ITZ} = 0,75K_{Ic,MTX}$ je limitní hodnota, která určuje budoucí směr šíření trhliny. To má za následek totožnost hodnot F_{crit} .



Obr. 4.30: Graf kritické síly F_{crit} v závislosti na lomové houževnatosti ITZ $K_{Ic,ITZ}$ (vlevo); kritické síly F_{crit} v závislosti na integrační délce d (vpravo).

Fáze 5 – šíření trhliny po rozhraní

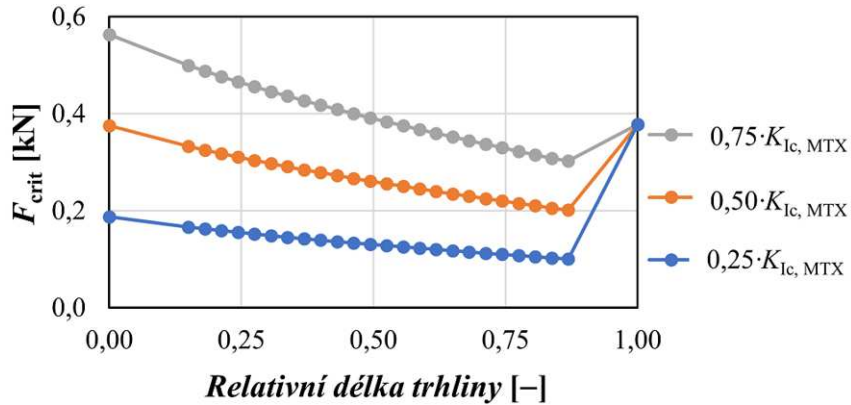
Tato fáze šíření trhliny je zvláštním případem, který nastane pouze v případě, že $K_{Ic,ITZ} \leq 0,75K_{Ic,MTX}$. Z izoploch hlavního napětí σ_1 (Obr. 4.31) je zřejmé, že je maxima tangenciálního napětí dosaženo pod úhlem přibližně 30° od hrany inkluze proti směru hodinových ručiček. Nicméně, trhlina je nucena se šířit po rozhraní z důvodu nižších hodnot $K_{Ic,ITZ}$.



Obr. 4.31: Izoplochy hlavního napětí σ_1 pro jednotlivé fáze šíření trhliny podél rozhraní mezi levým a horním rohem inkluze.

Graf popisující závislost kritické síly F_{crit} na relativní délce trhliny je zobrazen na Obr. 4.32. Relativní délka trhliny opět souvisí s rozměrem inkluze, tedy hodnota 0 odpovídá poloze vrcholu trhliny v levém rohu inkluze, zatímco hodnota 1 odpovídá trhlíně v horním rohu inkluze. F_{crit} byla opět stanovena pro lomovou houževnatost

ITZ $K_{Ic,ITZ} = 0, 25, 0, 50$ a $0, 75 \cdot K_{Ic,MTX}$. F_{crit} pro relativní délku trhliny rovnou 1 je stejná pro všechny hodnoty $K_{Ic,ITZ}$, což je způsobeno tím, že z horního rohu inkluze se bude trhlina šířit do matrice charakterizované hodnotou $K_{Ic,MTX}$.



Obr. 4.32: Vývoj hlavního napětí σ_1 pro šíření trhliny podél rozhraní mezi levým a horním rohem inkluze.

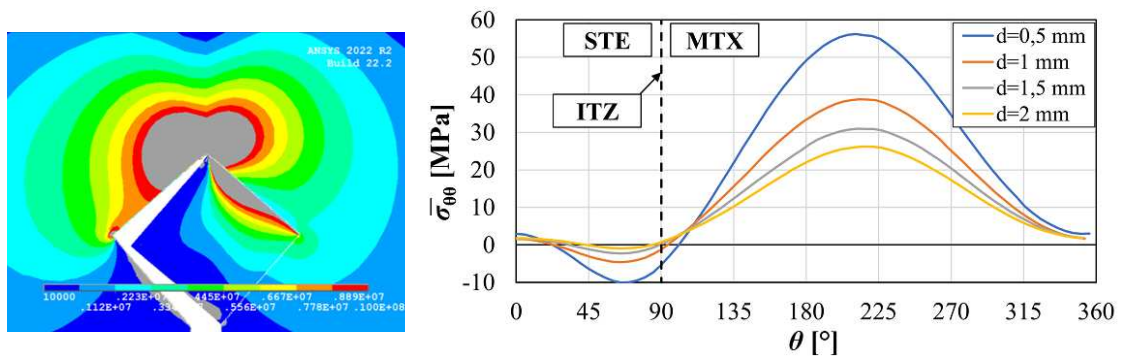
Fáze 6 – šíření trhliny z horního rohu inkluze

Pro zobrazení dalšího směru šíření trhliny, stejně jako z důvodu objasnění náhlého skoku v hodnotě F_{crit} bude v této fázi detailněji představeno šíření trhliny z vrcholu inkluze. Graf střední hodnoty tangenciálního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ v závislosti na směru šíření trhliny θ a integrační délce d pro vrchol trhliny v horním rohu inkluze je vidět na Obr. 4.33 (vpravo). Počátek polárního souřadnicového systému je opět ve vrcholu trhliny, referenční úhel ($\theta = 0^\circ$) je situován na hraně inkluze (hraně trhliny) a kladný směr je proti směru hodinových ručiček. Polární úhel mezi 0° a 90° tedy představuje oblast ocelové inkluze. Z grafu je zřejmé, že směr šíření trhliny (odpovídající maximu $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$) je odchýlen od vertikálního směru (215°) o cca $5-10^\circ$, což se očekávalo a je v souladu s rozložením hlavního napětí σ_1 – viz Obr. 4.33 (vlevo).

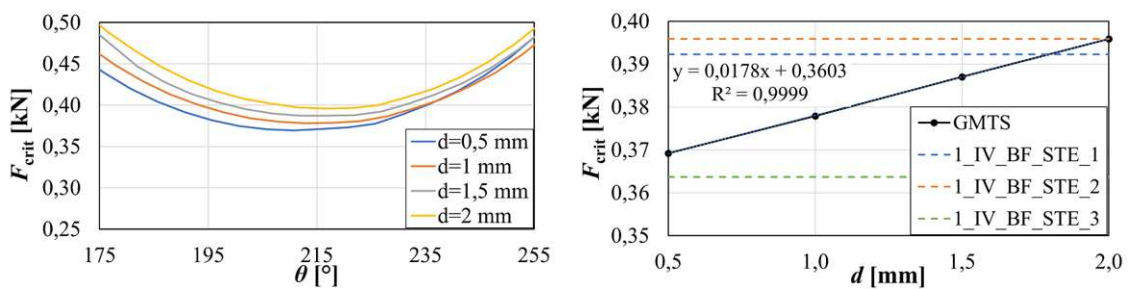
Z $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ je následně vypočítána kritická síla F_{crit} , jejíž graf v závislosti na θ je znázorněn na Obr. 4.34 (vlevo), zatímco závislost minimální hodnoty F_{crit} na délce integrační oblasti d na Obr. 4.34 (vpravo). Hodnota F_{crit} je velmi blízká hodnotě maximální síly F_{max} naměřené během experimentů (Tab. 4.3), což potvrzuje předpoklad nižší lomové houževnatosti ITZ $K_{Ic,ITZ}$. Rovněž se zde ukazuje vliv lomové mechanických parametrů rozhraní na lomové chování cementových kompozitů.

Fáze 7 – šíření trhliny z horního rohu inkluze

K šíření trhliny z horního rohu inkluze dochází pouze v případě, kdy $K_{Ic,ITZ} \leq 0, 75 \cdot K_{Ic,MTX}$. Oproti šíření trhliny v referenčním tělese je z Obr. 4.35 vidět, že se trhlina

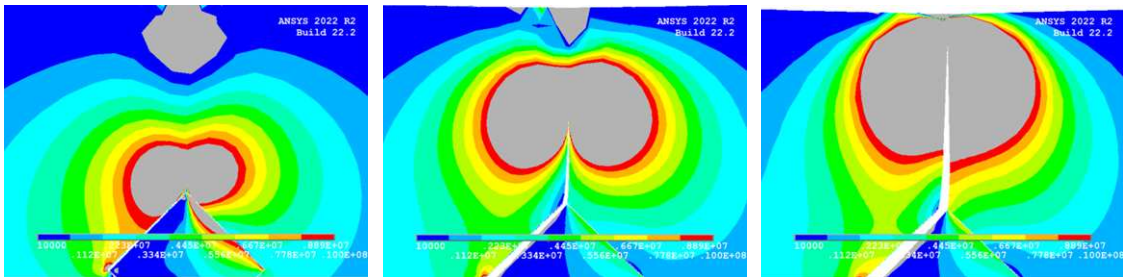


Obr. 4.33: Izoplochy hlavního napětí σ_1 (vlevo); graf distribuce střední hodnoty tangenciálního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ v závislosti na směru šíření trhliny θ .



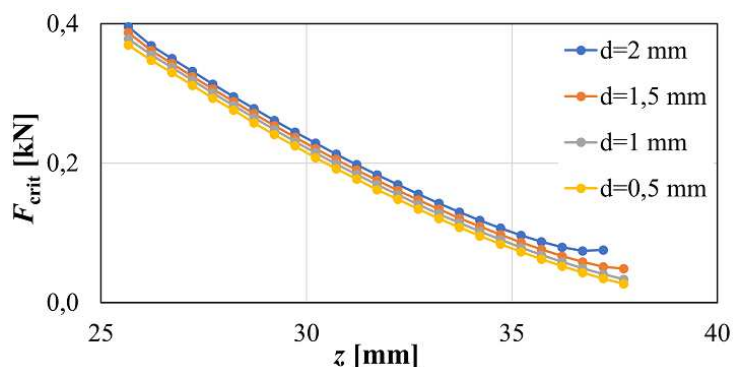
Obr. 4.34: Graf závislosti kritické síly F_{crit} na směru šíření trhliny θ (vlevo) a délce integrační oblasti d .

nešíří stále vertikálně, ale v počáteční fázi se šíří pod úhlem cca 5° od vertikály díky přítomnosti inkluze.



Obr. 4.35: Vývoj hlavního napětí σ_1 pro šíření trhliny z horního rohu inkluze.

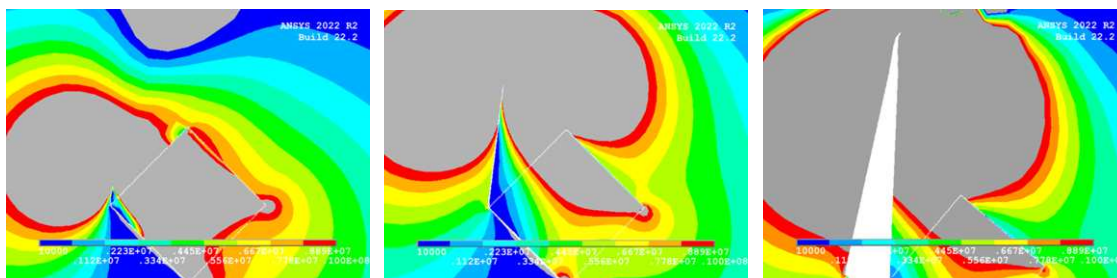
Graf popisující vývoj kritické síly F_{crit} v závislosti na hodnotě z -ové souřadnice v tělese je na Obr. 4.36. Hodnota $z = 25$ mm přibližně odpovídá šíření trhliny z horního rohu inkluze, zatímco hodnota $z = 40$ mm odpovídá hornímu povrchu tělesa. Hodnoty F_{crit} byly stanoveny pro $K_{Ic,MTX}$ a $d = 0,5; 1; 1,5$ a 2 mm. Z grafu je zřejmé, že hodnoty F_{crit} jsou téměř totožné, mimo konce grafu, kde je odchylka způsobena vlivem okrajové podmínky (volného povrchu) tělesa.



Obr. 4.36: Graf popisující vývoj kritické síly F_{crit} v závislosti na hodnotě z -ové souřadnice v tělese s ocelovou inkluzí.

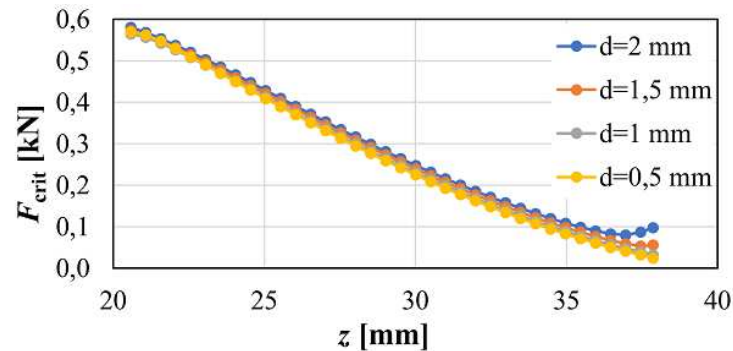
Alternativní šíření trhliny maticí při dokonalé adhezi inkluze

K tomuto šíření trhliny dojde pouze v případě, je-li $K_{\text{Ic,ITZ}} > 0,75 \cdot K_{\text{Ic,MTX}}$. Směr šíření trhliny z levého rohu inkluze odpovídá $\theta = 130^\circ$, kde je dosaženo maximální hodnoty $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ – viz Obr. 4.29 (vpravo). Šíření trhliny je znázorněno na Obr. 4.37 reprezentující vývoj hlavního napětí σ_1 .



Obr. 4.37: Vývoj hlavního napětí σ_1 pro případ šíření trhliny z levého rohu inkluze a $K_{\text{Ic,ITZ}} > 0,75 \cdot K_{\text{Ic,MTX}}$.

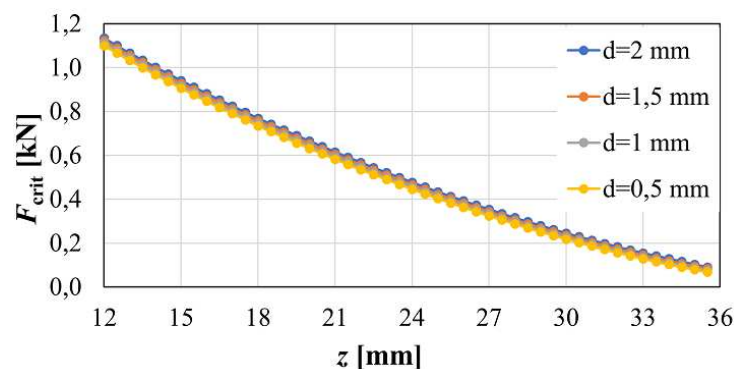
Graf kritické síly F_{crit} v závislosti na hodnotě z -ové souřadnice v tělese je možno vidět na Obr. 4.38. Hodnota $z = 20$ mm odpovídá levému rohu inkluze, zatímco $z = 40$ mm odpovídá hornímu povrchu tělesa. Hodnoty F_{crit} byly stanoveny pro hodnotu $K_{\text{Ic,MTX}}$. Pokles kritické síly ve srovnání s šířením trhliny podél rozhraní (Obr. 4.32) je způsoben přirozenými podmínkami pro šíření trhliny.



Obr. 4.38: Graf popisující vývoj kritické síly F_{crit} v závislosti na hodnotě z -ové souřadnice v tělese s ocelovou inkluzí pro případ dokonalé adheze.

Šíření trhliny v referenčním tělese

Šíření trhliny v referenčním tělese probíhá, při poloze trhliny uprostřed rozpětí zkušebního tělesa, pouze ve svislém směru. Graf kritické síly F_{crit} v závislosti na hodnotě z -ové souřadnice v tělese je vidět na Obr. 4.39. Hodnoty F_{crit} byly stanoveny pro hodnotu $K_{Ic,MTX}$. Maximální hodnota $F_{crit} \approx 1,14$ kN se mírně liší od střední hodnoty $F_{max} = 1,07$ kN uvedené v Tab. 4.3. Nicméně je třeba si uvědomit, že se do výpočtu bere hodnota $K_{Ic,MTX}$ zaokrouhlená na dvě desetinná místa.



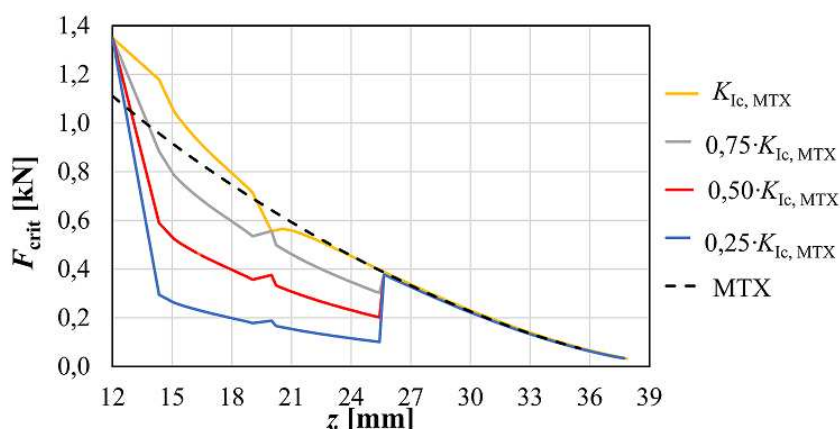
Obr. 4.39: Graf popisující vývoj kritické síly F_{crit} v závislosti na hodnotě z -ové souřadnice v referenčním tělese.

Diskuze

Pokles hodnot maximální síly F_{max} u těles s ocelovou inkluzí je v souladu s výsledky získanými v práci [152]. Autoři zde zjistili, že přidání malého množství ocelových inkluzí do tělesa o rozměrech $100 \times 200 \times 40$ mm snižuje pevnost v tlaku výsledného kompozitu. Tento pokles je dle autorů důsledkem nedokonalé adheze mezi ocelovými inkluzemi a maticí, což bylo také prokázáno snímky ze SEM v této části. V případě těles v této práci pravděpodobně sehrálo důležitou roli stáří zkušebních těles. Stáří

těles ovlivňuje obsah nehydratovaných cementových zrn a procento plochy pórů v oblasti ITZ, které jsou způsobeny migrací iontů (vápníku převážně) při hydrataci [42], čímž dochází ke snížení adhezní pevnosti. Pokles pevnosti ve smyku v ranném stáří vzorků byl rovněž studován v [28], kde se jednalo o vazbu mezi betony různého stáří. Může se zdát, že rozhraní mezi betony různého stáří nesouvisí s rozhraním mezi ocelí a matricí, ovšem někteří autoři [125] uvádějí, že rozhraní mezi betony je velmi podobné rozhraní mezi kamenivem/ocelí a cementovou pastou ve smyslu tvorby ITZ.

Numerická studie v předchozích odstavcích odhadla potenciální směry šíření trhliny a hodnoty kritické síly F_{crit} v závislosti na lomové houževnatosti ITZ $K_{\text{Ic,ITZ}}$. Obr. 4.40 ukazuje vývoj kritické síly F_{crit} pro počáteční délku trhliny $a_0 = 12$ mm v jednotlivých stádiích šíření trhliny, které jsou reprezentovány vertikální polohou z . Kritické síly F_{crit} pro šíření trhliny kolem inkluze pro jednotlivé hodnoty $K_{\text{Ic,ITZ}}$ jsou porovnány s šířením trhliny v homogenním materiálu (referenční vzorek) a znázorněny černou přerušovanou čarou.



Obr. 4.40: Graf popisující vývoj kritické síly F_{crit} v závislosti na hodnotě z -ové souřadnice.

Na Obr. 4.40 jsou vidět lokální extrémy, které odpovídají změně směru šíření trhliny pravděpodobně v levém a horním rohu inkluze. Velmi podobné lokální extrémy byly prezentovány v experimentální práci [162], kde autoři testovali betonová zkušební tělesa s žulovou inkluzí. Během štípacího testu byly pozorovány dva lokální extrémy v F - $CMOD$ diagramu. První extrém odpovídal iniciaci trhliny a druhý šíření trhliny na rozhraní žula–matrice. Tyto vztahy mezi polohou trhliny a lokálními extrémy byly pozorovány v reálném čase pomocí dálkového optického mikroskopu s vysokým rozlišením [162].

Přestože se použití principů zobecněné lineární elastické lomové mechaniky může zdát kontroverzní a měly by se využít materiálové modely vhodné pro simulaci betonových konstrukcí, tak např. v předchozí studii [169] se ukázalo, že tyto nelineární materiálové modely určené pro beton nejsou vhodné pro simulaci se zahrnutím vlivu

vlastností rozhraní. Nicméně, v práci [169] bylo simulací dosaženo $F_{\max} = 1,32$ kN pro dokonalou adhezi, což odpovídá hodnotám uvedeným v této části (fáze 1). GMTS kritérium použité v tomto oddíle nicméně umožňuje určit vliv vlastností rozhraní na hodnotu kritické síly potřebné pro další šíření trhliny se znalostí pouze tří materiálových parametrů – E , ν a K_{Ic} . Na druhou stranu toto kritérium z důvodu absence funkce plasticity neumožňuje kvalitativní stanovení deformací.

Závěr

Numerická studie v předchozích odstavcích odhadla potenciální cesty šíření trhliny a hodnoty kritické síly nutné pro jednotlivé fáze šíření trhliny. Z podrobné numerické analýzy popsané lomové zkoušky je zřejmé, že lomová houževnatost rozhraní (ITZ) je rovna cca 25 % lomové houževnatosti matrice. Lomová houževnatost ITZ nad 75 % lomové houževnatosti matrice je limitní hodnotou pro šíření trhliny do matrice v levém rohu inkluze, přičemž při nižších hodnotách se trhlina šíří po rozhraní. Nicméně hodnoty $K_{Ic,ITZ}$ mezi 50 % a 75 % lomové houževnatosti matrice se zdají být velmi vysoké pro posouzení kritické síly. Zároveň by takto „houževnaté“ rozhraní zanechávalo na povrchích inkluze po lomové zkoušce ztvrdlou cementovou pastu, což nebylo pozorováno na snímcích pořízených rastrovací elektronovou mikroskopií. Předpoklad $K_{Ic,ITZ} = 0,25 \cdot K_{Ic,MTX}$ je podpořen také identifikací hodnoty maximální síly pozorované během experimentu, která odpovídá šíření trhliny z horního rohu inkluze v numerické analýze.

Analýza šíření trhliny z horního rohu inkluze ukazuje, že trhlina se nešíří stále vertikálně, ale šíří se v počáteční fázi pod úhlem cca 5° od vertikály v důsledku přítomnosti inkluze. Srovnání mezi numerickou analýzou šíření trhliny z horního rohu inkluze a šířením trhliny v referenčních tělesech ukazuje, že hodnoty kritické síly odpovídají stejné z -ové poloze, a proto nejsou přítomností inkluze ovlivněny. Podobnost lze nalézt i v experimentální části, kde sestupná větev F – δ diagramu těles s ocelovými inkluzemi částečně odpovídá referenčnímu vzorku (ovšem až téměř na konci sestupné větve).

Rovněž se došlo k závěru, že diamantový kotouč pily poškodil vzorky více, než se očekávalo, takže skutečná hloubka zářezu byla větší než navržená [170]. Z porovnání směru šíření trhliny z numerické analýzy a z experimentů je také usuzováno, že ve fázi iniciace trhliny z vrubu došlo k oboustranné delaminaci. Jak již bylo uvedeno v předešlých publikacích autora, např. [170, 175, 178, 195], lomově mechanické parametry ITZ silně ovlivňují celkové lomové chování zkušebních těles. Znalost lomových parametrů ITZ může přispět ke spolehlivějšímu posouzení cementových kompozitů s ocelovou výztuží.

Odhad lomové houževnatosti ITZ/rozhraní mezi ocelovou inkluzí a matricí

Při psaní tohoto oddílu je čerpáno ze článku autora [177].

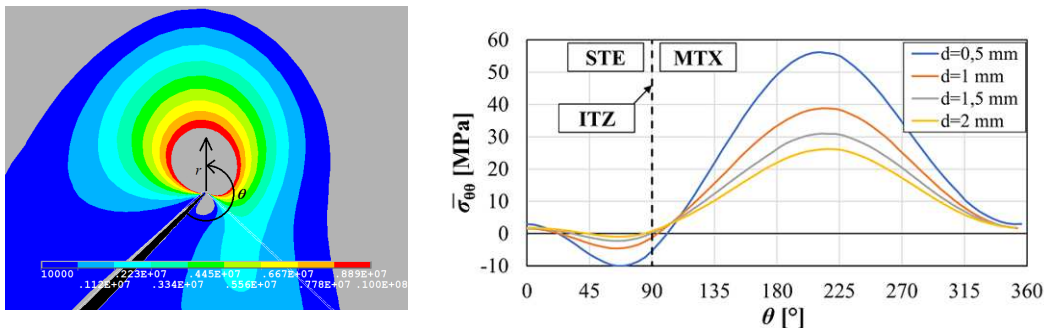
Odhad lomové houževnatosti ITZ/rozhraní mezi ocelovou inkluzí a matricí vychází z předpokladu uvedeného v oddíle 3.1.5, tj. první strmá větev F - δ diagramu (Obr. 3.8) reprezentuje šíření trhliny ze spodní hrany inkluze do levé hrany, zatímco druhá, méně strmá, větev F - δ diagramu (Obr. 3.8) reprezentuje šíření trhliny z levé hrany inkluze do horní hrany inkluze. Důvodem je předpoklad, že první část šíření je pro trhlínu energeticky náročnější, což odpovídá vyšší tuhosti, zatímco druhá je již energeticky výhodnější. Průřezík těchto dvou větví představuje bod „obratu“ šíření trhliny v levém rohu inkluze a jeho souřadnice jsou uvedeny v Tab. 4.5.

Tab. 4.5: Souřadnice průsečíků.

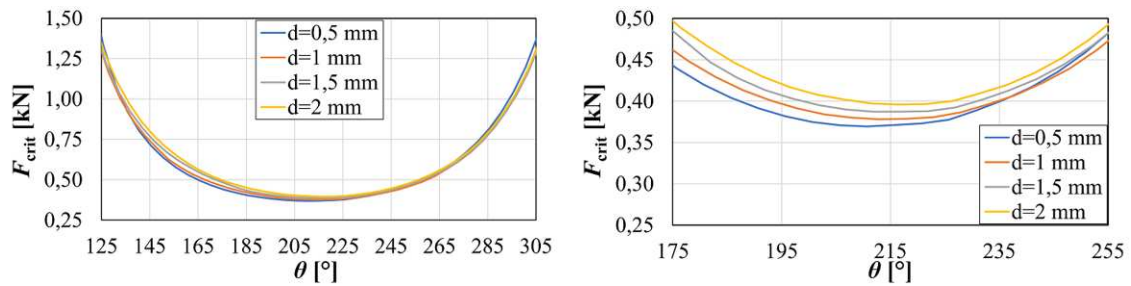
Vzorek	F [kN]	δ [mm]	$CMOD$ [mm]
1_IV_BF_STE_2	0,220	0,00313	0,00394
1_IV_BF_STE_3	0,278	0,00451	0,00531

Výsledky

První je provedeno ověření hypotézy, která sestává z aplikace GMTS kritéria na šíření trhliny z horního vrcholu ocelové inkluze. Z grafů (Obr. 4.41 a Obr. 4.42) popisujících rozložení tangenciálního napětí $\sigma_{\theta\theta}$ a jeho střední hodnoty $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$, resp. kritické síly F_{crit} , pro trhlínu s vrcholem v horním rohu inkluze v závislosti na směru šíření trhliny θ je evidentní směr jejího šíření. Minimální hodnota F_{crit} je velmi blízká naměřené hodnotě F_{max} pro tělesa s ocelovou inkluzí (viz oddíl 3.1.5), z čehož je usuzováno, že lomové mechanické vlastnosti ITZ musí být nižší, než se očekávalo.

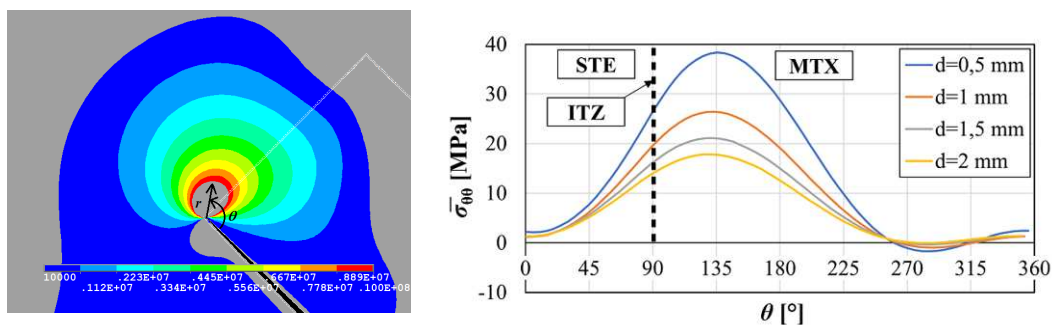


Obr. 4.41: Izoplochy tangenciálního napětí $\sigma_{\theta\theta}$ pro vrchol trhliny v horním rohu ocelové inkluze (vlevo), graf průměrného tangenciálního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ v závislosti na polárním úhlu θ (směru potenciálního šíření trhliny).

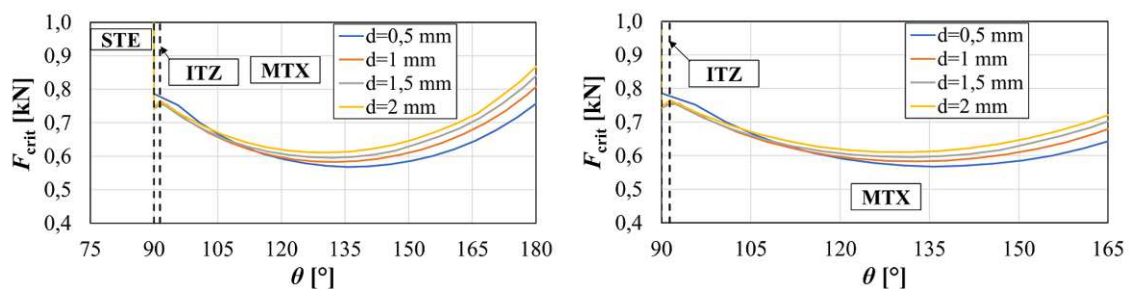


Obr. 4.42: Graf závislosti kritické síly F_{crit} na směru šíření trhliny θ (vlevo), detail.

Rozložení $\sigma_{\theta\theta}$ a jeho střední hodnoty $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$, resp. kritické síly F_{crit} , v závislosti na θ je možné vidět na Obr. 4.43, resp. Obr. 4.44. V tomto případě se při simulaci předpokládá dokonalá adheze – hodnota $K_{Ic,ITZ}$ je rovna $K_{Ic,MTX}$. Graf jasně popisuje směr šíření trhliny – od levého okraje téměř svisele do matrice. Nicméně, pozorovaný směr šíření trhliny během experimentů se lišil – trhlina se šířila po rozhraní, což znamená, že hodnota $K_{Ic,ITZ}$ musí být nižší.

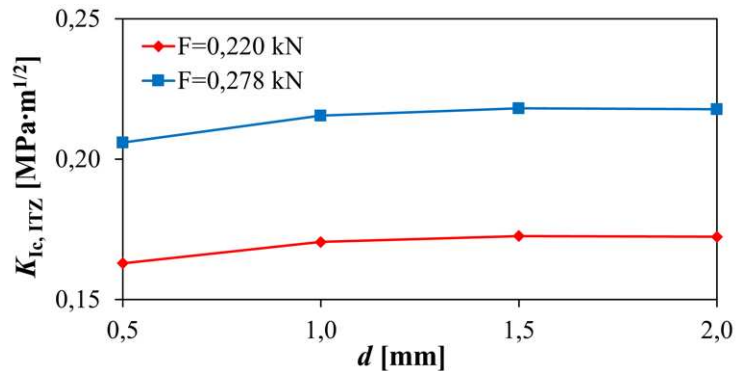


Obr. 4.43: Izoplchy tangenciálního napětí $\sigma_{\theta\theta}$ pro vrchol trhliny v levém rohu ocelové inkluze (vlevo), graf průměrného tangenciálního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ v závislosti na polárním úhlu θ (směru potenciálního šíření trhliny).



Obr. 4.44: Graf závislosti kritické síly F_{crit} na směru šíření trhliny θ (vlevo), detail.

Odhad $K_{Ic,ITZ}$ byl založen na předpokladu uvedeném v úvodu. Změna sklonu vzestupné větve F – δ diagramu odpovídá změně směru šíření trhliny v místě levé hrany ocelové inkluze. Nicméně, pro odhad $K_{Ic,ITZ}$ je potřeba ještě jeden parametr – střední hodnota tangenciálního napětí $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$, která se získá z numerické simulace a z údajů o směru šíření trhliny (po rozhraní). Odhadované hodnoty $K_{Ic,ITZ}$ v závislosti na hodnotě d jsou vidět na Obr. 4.45. Hodnoty sil v grafu představují průsečíky, ve kterých předpokládáme, že dochází ke změně směru šíření trhliny, jak bylo uvedeno v úvodu.



Obr. 4.45: Graf popisující odhad $K_{Ic,ITZ}$ v závislosti na hodnotě d pro obě hodnoty síly.

Diskuze

Hodnoty F_{max} dosažené v experimentální části u vzorků s STE inkluzí dosahovaly nižších hodnot než F_{max} u referenčních těles. Rovněž všechny hodnoty hodnocených lomově mechanických parametrů těles s inkluzí (mimo efektivní délku trhliny a_e) byly nižší než ty vyhodnocené ze zkoušek referenčních těles. Pokles F_{max} při zatěžování vzorků s inkluzí ve srovnání s referenčními tělesy byl pozorován rovněž u těles s horninovými inkluzemi [181], těles s XPS inkluzemi nebo otvorem (SPA). Z výše uvedeného je zřejmé, že přítomnost inkluze způsobuje pokles hodnot F_{max} . Nicméně dle výsledků numerických simulací za předpokladu dokonalé adheze by měla inkluze kompozit vyztužit.

Důvodem snížení hodnoty F_{max} může být samozřejmě nedokonalé zhutnění čerstvého kompozitu při tvorbě těles podél hran inkluze, které vede ke vzniku kaveren, viz nasnímané povrchy ze 3D skeneru. Tyto kaverny v kombinaci s malou plochou ligamentu mezi vrcholem zářezu a spodní hranou inkluze nedokáží odolat zatížení způsobenému řezáním zářezu diamantovým kotoučem pily a musí nevyhnutelně vést k jeho částečnému porušení (tvorbou mikrotrhlin), jak již bylo uvedeno v [170]. Na druhou stranu, hodnota F_{max} je v případě SPA těles téměř totožná s hodnotou F_{max} u těles s STE inkluzí. Výše uvedené přímo napovídá, že adheze mezi ocelí

a maticí, která je v blízkém okolí inkluze tvořena ITZ, musí nabývat velmi nízkých hodnot.

Dalo by se rovněž argumentovat stářím těles, nicméně hodnoty F_{\max} se mezi 14-ti a 28-ti denními referenčními tělesy významně neliší. Proces tuhnutí a tvrdnutí kompozitu však ovlivňuje obsah nehydratovaných cementových zrn a procento plochy pórů v ITZ, což je způsobeno migrací iontů (převážně vápníku) během hydratace, viz [43]. Z tohoto důvodu dochází ke snížení pevnosti vazby v oblasti ITZ v raném stádiu hydratace. Pokles pevnosti smykové vazby mezi betony různého stáří v raném stádiu hydratace je rovněž prezentován v [28], kde bylo zjištěno, že nejslabším článkem není rozhraní, ale materiál blízko rozhraní. I když se na první pohled může zdát, že toto téma nesouvisí plně s tématem ITZ okolo zrna kameniva/výztuže a maticí, někteří autoři [125] uvádějí, že rozhraní mezi betony různého stáří je velmi podobné rozhraní mezi kamenivem a cementovou pastou. V tomto případě je pevnost vazby prezentována hodnotou $K_{Ic,ITZ}$.

Jiný argument by mohl být, že ocelová inkluze nedokáže vytvořit dokonalé spojení, protože neobsahuje složky, které mají tendenci reagovat s hydratovaným cementem, jako jsou např. pucolány. Na druhou stranu nebyla nalezena ani souvislost mezi cementem a povrchy u těles s horninovými inkluzemi AMP, BAS a GRA. Zatvrdlý cement přilnul pouze k povrchu tělesa s MAR inkluzí [181]. Stále však byly získány vyšší hodnoty F_{\max} v případě těles s horninovými inkluzemi ve srovnání s tělesy s STE inkluzemi, zatímco hodnoty F_{\max} v případě referenčních tělesech si byly velmi blízké [178, 181]. I v případě těles s XPS inkluzí dosahuje F_{\max} vyšších hodnot, přestože XPS neobsahuje složky reagující s hydratovaným cementem [181].

Pokles hodnot F_{\max} v případě těles s STE inkluzí je v souladu s výsledky získanými v [152]. Suarjana a kol. [152] zjistili, že přidání malého množství ocelových válcových inkluzí sníží pevnost, což je důsledkem absence dokonalé adheze mezi kamenivem a maticí. Vervuur a Van Mier [162] získali velmi podobné výsledky týkající se šíření trhliny v tělese s inkluzí související s anomálií v $F-CMOD$ diagramu pomocí štípacího testu se zatížením řízeným přírůstkem $CMOD$. V tomto případě byly během štípacího testu pozorovány dva lokální extrémy v $F-CMOD$ diagramu. Druhý extrém odpovídal iniciaci trhliny na rozhraní kameniva (žuly), což bylo potvrzeno pozorováním šíření trhliny v reálném čase z dálkového optického mikroskopu s vysokým rozlišením. Rozdíl mezi měřeními Vervuurta a Van Miera [162] a těmito výsledky spočívá v typu materiálu inkluze a stáří kompozitu během testování.

Vliv inkluze a odpovídající ITZ kolem ní lze přibližně odhadnout jako poměr $F_{\max,STE} / F_{\max,MTX} = 0,36$. Ve studii [176] se ukázalo, že směr šíření trhliny v případě těchto speciálně navržených těles s ocelovou inkluzí závisí především na lomových vlastnostech ITZ. V [179, 195] autoři prezentovali velmi silnou pozitivní korelaci mikromechanických parametrů ITZ měřených nanoindentací s celkovým lo-

movým chováním vzorků. Bylo zjištěno, že mikromechanické parametry ITZ mají přímý vliv na lomové chování kompozitů na bázi cementu.

Vzhledem k tomu, že zde použité kritérium stability neumožňuje reprodukovat F - δ diagram kvůli chybějící funkci plasticity, lze vliv lomově mechanických parametrů rozhraní/ITZ odhadnout jako poměr $K_{Ic,ITZ} / K_{Ic,MTX} = 0,33$, při zohlednění průměrných hodnot získaných pro $F_{max,STE}$ v experimentální části a pro $K_{Ic,ITZ}$ získané v numerických simulacích pro obě hodnoty síly. Hodnoty poměrů $F_{max,STE} / F_{max,MTX}$ a $K_{Ic,ITZ} / K_{Ic,MTX}$ jsou velmi blízké, což naznačuje, že celkové lomové chování pravděpodobně závisí na lomově mechanických vlastnostech ITZ.

Závěr

Výsledky lomových zkoušek ukazují pokles hodnot lomově mechanických parametrů u těles s inkluzí ve srovnání s referenčními vzorky. Tento pokles naznačuje, že mezi inkluzí a maticí je nedokonalá adheze / vazba, a proto inkluze neplní původně zamýšlenou výztužnou funkci těles.

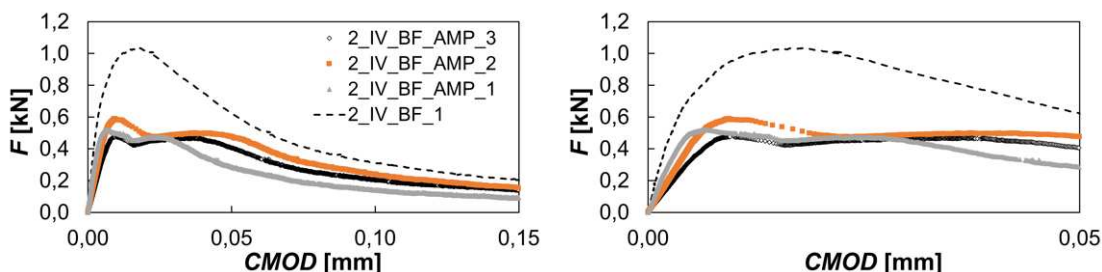
Nedokonalá adheze byla pozorována také ze skenování lomových ploch ocelových inkluzí pomocí 3D skeneru a rastrovacího elektronového mikroskopu. V obou případech nebyla na inkluzi nalezena žádná ztvrdlá matrice, což naznačuje nedokonalou adhezi.

Podrobná numerická analýza lomových zkoušek využívala pro studium šíření trhliny a identifikaci hlavních částí F - δ diagramu kritérium založené na střední hodnotě tangenciálního napětí před vrcholem trhliny. Z numerické analýzy byla odhadnuta lomová houževnatost rozhraní $K_{Ic,ITZ} = 0,19 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$, což se rovná 33 % lomové houževnatosti matrice $K_{Ic,MTX}$. Poměr $K_{Ic,ITZ} / K_{Ic,MTX} = 0,33$ je velmi blízký poměru hodnot maximální síly $F_{max,STE} / F_{max,MTX} = 0,36$. Dospělo se tedy k závěru, že lomově mechnické vlastnosti ITZ jsou pravděpodobně rozhodujícími parametry pro celkové lomové chování těles s inkluzí.

Identifikace lokálních extrémů na sestupné větvi

Výsledky byly prezentovány v [171, 172], a proto je zde z nich čerpáno.

Během lomových zkoušek těles s AMP inkluzí byl sledován atypický průběh F – $CMOD$ diagramu (Obr. 4.46).



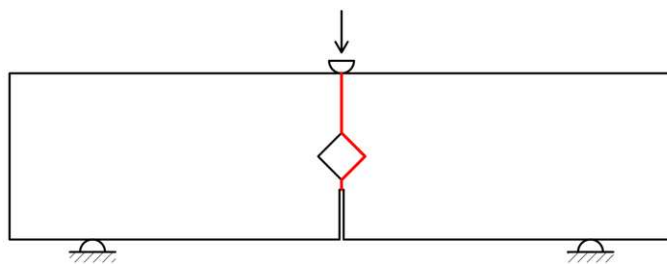
Obr. 4.46: F – $CMOD$ diagram těles s amfibolitovou inkluzí na pozadí s referenčním tělesem (vlevo), detail vzestupné větve.

Vzestupná větev F – $CMOD$ diagramů je téměř lineární, s hodnotami F_{\max} v rozmezí 0,48–0,59 kN, zatímco sestupná větev obsahuje lokální vrcholy s hodnotami F_{local} mezi 0,47–0,50 kN, viz Tab. 4.6. Tyto lokální extrémů ovšem nejsou typické pro kvazikřehké chování cementových kompozitů, a proto je důležité se nimi dále zabývat. Z detailu F – $CMOD$ diagramů na Obr. 4.46 (vpravo) lze rovněž vyčíst, že dochází u těles s AMP inkluzí ke změně tuhosti (odpovídající nižší strmosti F – $CMOD$ diagramů) ve srovnání s referenčním vzorkem (černá čárkovaná čára).

Tab. 4.6: Hodnoty sil získané z F – $CMOD$ diagramů těles s AMP inkluzí.

	F_{\max}	F_{local}	$F_{\text{local}}/F_{\max}$
AMP_1	0,52	0,47	0,90
AMP_2	0,59	0,50	0,84
AMP_3	0,48	0,47	0,98
Průměr	0,53	0,48	0,91

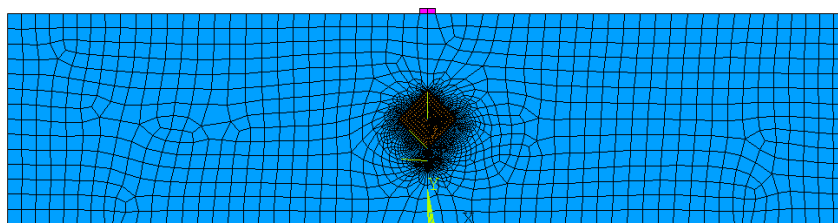
Pozorované šíření trhliny během lomových zkoušek je znázorněno na Obr. 4.47. Znalost šíření trhliny je důležitá pro návrh a vyhodnocení numerického modelu.



Obr. 4.47: Pozorované šíření trhliny během lomových zkoušek těles s amfibolitovou inkluzí.

Numerický model

Za účelem identifikace lokálních extrémů na sestupné větvi $F-CMOD$ diagramu byl využit model zkušebního tělesa – viz Obr. 4.48.



Obr. 4.48: Geometrie modelu a ilustrace sítě konečných prvků.

Přehled materiálových parametrů použitých v numerickém modelu je uveden v Tab. 4.7.

Tab. 4.7: Přehled materiálových parametrů použitých v MKP modelu.

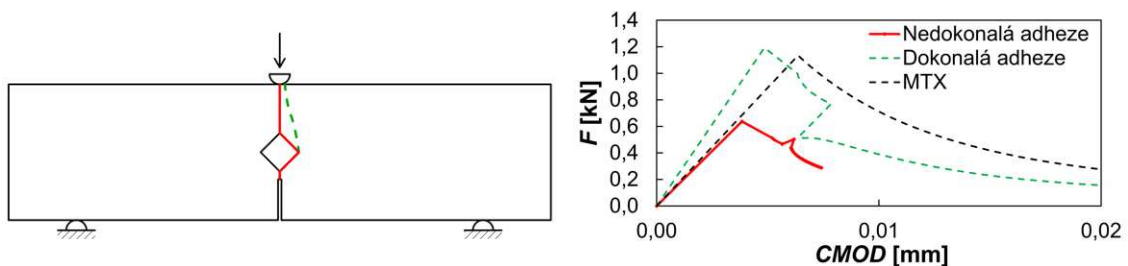
	E	ν	K_{Ic}
	[GPa]	[-]	[MPa·m ^{1/2}]
Matrice	44,04	0,20	0,50
Amfibolit	143	0,16	3,37
ITZ	39,30	0,20	neznámá
Příložky	210	0,30	–

Výsledky

Vypočtené směry šíření trhliny jsou znázorněny na Obr. 4.49 (vlevo). Zelená přerušovaná čára představuje simulaci se zahrnutím ideální adheze mezi kamenivem a ITZ s hodnotami lomové mechanických parametrů rovných matrici. Oproti tomu červená plná čára představuje vypočtené šíření trhliny pro případ nedokonalé adheze. Lomová houževnatost rozhraní mezi ITZ a matricí byla vypočtena ze znalosti pozorovaného šíření trhliny během experimentů. Odhad lomové houževnatosti byl proveden za předpokladu znalosti kritického zatížení v pravém okraji inkluze (vypočteného pro šíření při dokonalé adhezi, tj. směr šíření do matrice) a průměrného tangenciálního napětí ve směru rozhraní inkluze–ITZ. Hodnota lomové houževnatosti ITZ byla odhadnuta na $K_{Ic,ITZ} = 0,37 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$. Tato hodnota byla vypočtena inverzní numerickou analýzou s následujícími vstupy:

- známý směr šíření trhliny z pravého okraje inkluze,
- pole napětí před trhlinou šířící se podél rozhraní kamenivo–ITZ.

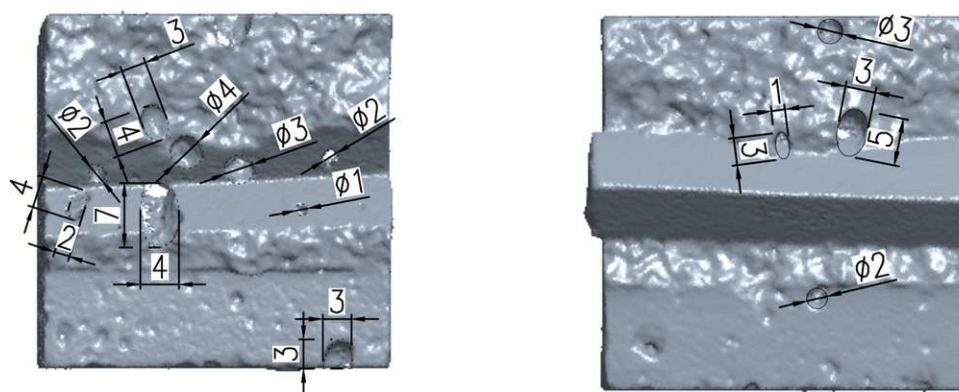
Výsledný F – $CMOD$ lze nalézt na Obr. 4.49 (vpravo). Hodnota lokálního extrému na sestupné větvi diagramu odpovídá změně směru šíření trhliny v pravém rohu inkluze. Jak lze vidět, hodnota síly $F_{local} = 0,50 \text{ kN}$ v místě lokálního extrému je velmi podobná experimentálně naměřeným hodnotám – viz Tab. 4.7.



Obr. 4.49: Šíření trhliny pro ideální adhezi (zelená čárkovaná čára) a nedokonalou adhezi (červená plná čára) (vlevo), vypočtený F – $CMOD$ diagram na pozadí s diagramem pro referenční těleso (MTX).

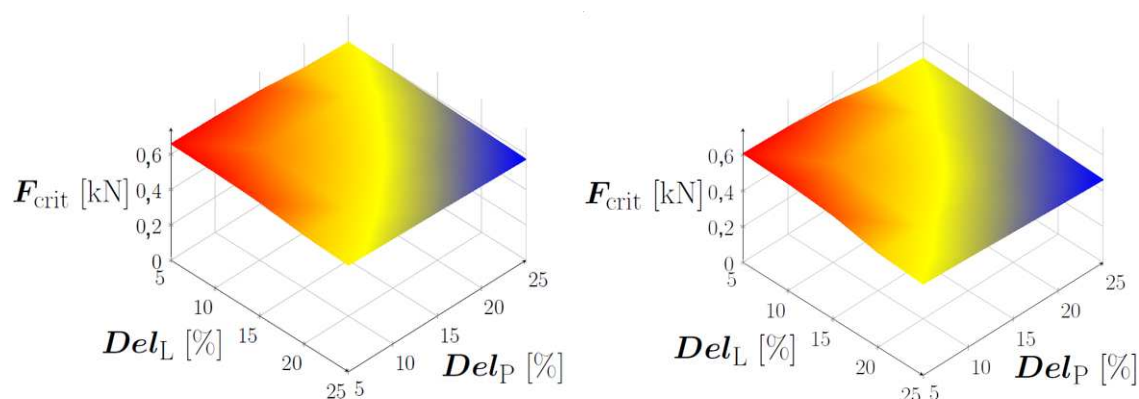
Nicméně, v numerické analýze jsou zahrnuty dvě korekce. První z nich je změna délky zářezu, resp. trhliny simulující zářez, na základě dříve provedených analýz [170], kde bylo zjištěno, že vlivem přípravy zářezu dojde k poškození vzorku diamantovým kotoučem pily. V tomto modelu byla uvažována délka trhliny 13,5 mm. Druhá korekce je realizována počáteční jednostrannou delaminací v okolí spodní plochy zářezu z důvodu nedokonalého ztuhnutí čerstvé směsi a hladkého povrchu inkluze. Byla uvažována jednostranná delaminace cca 75 % délky inkluze, při zohlednění lomových parametrů matrice ($K_{Ic,MTX}$). Delaminace byla zvolena na základě množství dutin a kaveren, které byly na ploše ligamentu identifikovány – viz Obr. 4.50. Zde je nutno

uvést, že rozměry dutin jsou měřeny jako průměty do roviny rovnoběžné s plochou zářezu. Za zmínku rovněž stojí, že v důsledku delaminace dochází ke změně tuhosti (opět reprezentované strmostí vzestupné větve F - $CMOD$ diagramu) ve srovnání s tělesem s dokonalou adhezí a referenčním tělesem (ozn. MTX). V případě dokonalé adheze má navíc vzestupná větev F - $CMOD$ diagramu vyšší strmost než pro referenční těleso.



Obr. 4.50: Sken obou polovin tělesa 1_IV_BF_AMP_2 se zakótovanými rozměry kaveren, dutin a pórů.

Vzhledem k velikosti charakteristických délek matrice a cementové pasty, jak již bylo uvedeno v předchozích částech, bylo třeba provést simulace se zahrnutím lomových parametrů cementové pasty, namísto lomových parametrů matrice. Konkrétně byla zvolena lomová houževnatost cementové pasty hodnotou $K_{Ic} = 0,3 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ dle dostupné literatury [32, 197]. 3D graf závislosti kritické síly F_{crit} na hodnotě počáteční pravé Del_P a levé Del_L delaminace pro délku iniciační trhliny $a_0 = 12 \text{ mm}$ (vlevo) a $a_0 = 13,5 \text{ mm}$ lze nalézt na Obr. 4.51. Z grafů je zřejmé, že hodnoty maximální síly F_{max} z experimentálních měření a kritické síly F_{crit} z numerické simulace se v závislosti na a_0 rovnají hodnotě delaminace mezi 20–25 % (odpovídající 1,6–2,0 mm), což je dle velikosti naměřených dutin a kaveren reálná hodnota – viz Obr. 4.50.



Obr. 4.51: 3D graf závislosti kritické síly F_{crit} na hodnotě počáteční pravé Del_P a levé Del_L delaminace pro délku iniciační trhliny $a_0 = 12$ mm (vlevo) a $a_0 = 13,5$ mm.

Diskuze

Podobných výsledků bylo dosaženo i v práci [162], kde bylo těleso s válcovou inkluzí z granitu podrobeno štípacímu testu se zatížením řízeným přírůstkem $CMOD$. V rámci lomových zkoušek bylo provedeno snímání šíření trhliny v reálném čase pomocí dálkového optického mikroskopu s vysokým rozlišením, a proto bylo možné $F-CMOD$ diagramy propojit se zaznamenaným šířením trhliny. Tyto $F-CMOD$ diagramy rovněž obsahovaly dva extrémy. První dle pozorování pomocí optického mikroskopu odpovídal iniciaci trhliny ze zářezu. Po poklesu zatížení byla pozorována druhá vzestupná větev s lokálním extrémem, který nastal při změně šíření trhliny z inkluze do matrice. Poměr mezi hodnotami lokálního a globálního extrému byl roven cca 0,76. I přes to, že v práci [162] se hodnoty extrémů lišily více než ve zde prezentovaném případě, se nemění nic na podstatě samotného jevu, kterým je změna šíření trhliny.

Počáteční delaminace uvedená v numerických simulacích byla zavedena na základě analýzy skenovaných povrchů ligamentů těles s AMP inkluzí a na základě použití metody zhutnění propichováním, jejíž efektivnost je výrazně nižší ve srovnání s ostatními metodami zhutnění čerstvé směsi např. vibrací [1]. Výsledkem je nejen pokles v hodnotách maximální síly, ale i ve změně tuhosti reprezentované nižší strmostí $F-CMOD$ diagramu ve srovnání s tělesem s dokonalou adhezí, což rovněž odpovídá experimentálně naměřeným datům.

Dílčí závěry

Z podrobné numerické analýzy popsané lomové zkoušky vyplývá, že došlo k procesu delaminace mezi inkluzí a matricí/ITZ a skutečná délka trhliny a_0 musela být

větší, než se očekávalo. Tento jev byl pozorován i v případě těles s otvorem – viz [170]. Jinými slovy, diamantový kotouč pily poškodil vzorek více, než se očekávalo. Toto poškození je způsobeno malou vzdáleností mezi spodní hranou amfibolitové inkluze a vrcholem trhliny, která je přibližně 2,34 mm. Tak malá plocha ligamentu nad vrcholem trhliny nemůže zřejmě odolat zatížení způsobenému řezáním vzorku diamantovým kotoučem pily. Delaminace v počáteční fázi je způsobena hladkou kontaktní plochou mezi inkluzí a okolní matricí se špatnou adhezí, a nedokonalým zhutněním čerstvé směsi, čemuž nasvědčují i naskenované plochy ligamentu zkušebních těles po lomové zkoušce. Předpoklad delaminace je rovněž podpořen změnou tuhosti reprezentovanou nižší strmostí vzestupné větve $F-CMOD$ diagramu. Lomová houževnatost rozhraní byla odhadnuta maximálně na $0,37 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$. Z numerické analýzy je usuzováno, že lokální extrém $F-CMOD$ diagramu nastal při změně směru šíření trhliny na pravém okraji inkluze.

Nelineární materiálové modely betonu

4.2 Model CC3DNonLinCementitious2

Tento materiálový model je dostupný v SW ATENA, který je převážně určen pro simulace lomové odezvy betonových konstrukcí [161]. Při tvorbě teoretické části vycházel autor z následující literatury [83, 157, 161]. V případě, kdy bylo čerpáno odjinud, je patřičný zdroj řádně ocitován v textu.

Materiálový model lomového chování je založen na ortotropní formulaci rozetřených trhlin (z angl. smeared crack) s implementací modelu pásu trhlin (z angl. crack band model). Rozetřený přístup znamená, že materiálové vlastnosti, jako jsou trhliny nebo rozptýlená výztuž, definované v materiálovém bodě jsou totožné v rámci celého konečného prvku. Oproti tomu model pásu trhlin funguje jako omezovač lokalizace deformace, který má odstranit falešnou citlivost sítě, tzn. vliv velikosti a orientace prvku. Plastický model změkčení/zpevnění je založen na Menétrey–Willamově povrchu porušení.

4.2.1 Teorie

Formulace materiálového modelu je založena na dekompozici přetvoření na elasticitou ε_{ij}^e , plastickou ε_{ij}^p a lomovou ε_{ij}^f složku [29]:

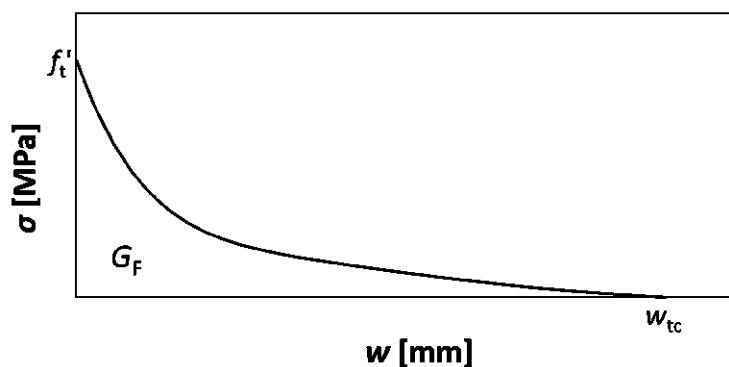
$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p + \varepsilon_{ij}^f \quad (4.11)$$

Materiálový model využívá Rankinovo kritérium porušení (Rov. 4.12 pro rotovaný model trhliny):

$$F_i^f = \sigma_{ii}^{t'} - f_{t_i}' \quad (4.12)$$

kde F_i^f je Rankinovo kritérium porušení, $\sigma_{ii}^{t'}$ predikované napětí, které se vypočte elastickou predikcí, a f_{t_i}' tahová pevnost ve směru i materiálu. V případě rotovaného modelu trhliny odpovídá hlavním směřům napětí a v případě fixního modelu trhliny jsou dány hlavními směři na počátku vzniku trhlin.

Byla-li dosažena tahová pevnost, resp. splněna podmínka Rankinova kritéria porušení $F_i^f \leq 0$, dochází ke vzniku trhlin. Proces otevírání trhliny w se řídí dle modelu fiktivní trhliny, který je založen na pracovním diagramu trhliny (napětí vs. otevření trhliny) a lomové energii s implementací modelu pásu trhlin. Základní model, který byl využit ve studii níže, využívá exponenciální pracovní diagram trhliny [73].



Obr. 4.52: Exponenciální pracovní diagram trhliny.

Otevření trhliny w se následně vypočítá ze součtu celkové hodnoty poměrného lomového přetvoření a aktuálního přírůstku poměrného lomového přetvoření a tento součet se vynásobí charakteristickou délkou L_t dle modelu pásu trhliny [14]. Charakteristická délka L_t je v tomto modelu vypočtena jako velikost prvku promítnutého do směru trhliny [38].

Plastický model změkčení/zpevnění je založen na Menétrey–Willamově povrchu porušení [106], což se jeví jako vhodná podmínka plasticity pro beton. Vzhledem k rozsáhlosti numerické studie pouze uvedme, že závisí na všech třech invariantech napětí. Více informací nalezne čtenář v [106, 161].

4.2.2 Numerická studie

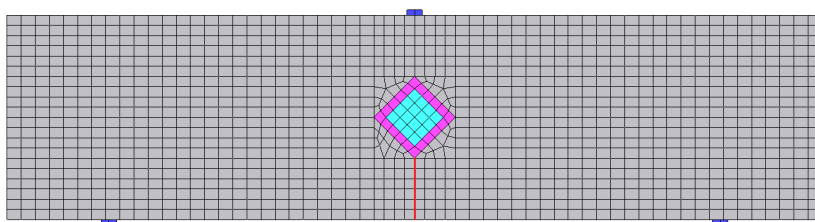
Numerický model popsáný v tomto oddíle byl, stejně jako jeho výsledky, prezentován na konferenci Modelování v mechanice 2018 v Ostravě [183] a následně vybrán

pro publikaci ve Sborníku vědeckých prací Vysoké školy báňské–Technické univerzity Ostrava, řada stavební [169], a proto je při tvorbě tohoto oddílu čerpáno výhradně z těchto publikací. Mimo to se jednalo o první publikace autora zabývající se numerickými simulacemi v SW ATENA Science [161].

Popis modelu

Pro ověření hypotézy o vlivu ITZ na celkové chování cementového kompozitu byl vytvořen numerický model zkušebního tělesa v SW ATENA Science [161]. Vzhledem k dostatečné tloušťce těles 40 mm byl zvolen zjednodušený 2D model rovinné deformace. Pokud bychom uvažovali 2D model rovinné napjatosti, tloušťka vzorku by musela být v jednotkách centimetrů. Navíc dodržením doporučení uvedených v odst. 3.1.1 se minimalizují chyby okrajových podmínek, především pak na tloušťce těles, na lomové mechanické vlastnosti materiálu. Nicméně je známo, že hodnoty lomové mechanických parametrů se blíží určité konstantní, obvykle minimální, hodnotě v případě podmínek rovinné deformace [92, 114].

Pro ověření hypotézy byly vytvořeny 3 modely. Rozdíl mezi těmito modely byl pouze v použitých materiálech pro jednotlivé vrstvy. Schéma modelu, včetně sítě konečných prvků, bylo pro všechny tři varianty stejné, viz obr. 4.53. Vzhledem k neznámým parametrům ITZ a dalším zjednodušením byla zvolena relativně velká velikost konečných prvků kolem inkluze. Nicméně, je nutné podotknout, že numerický model sloužil pouze k potvrzení hypotézy o nedokonalé adhezi mezi ITZ a kame-nivem, nikoliv k inverznímu stanovení vlastností ITZ. Za tímto účelem se velikost konečných prvků jeví jako dostatečná.



Obr. 4.53: Schéma výpočetního modelu tříbodově namáhaného trámce s trhlinou délky $a_0 = 12$ mm v MKP programu ATENA [161], včetně barevného vyznačení jednotlivých vrstev – matrice, inkluze a ITZ.

Byly použity následující materiálové modely:

CC3DNonLinCementitious2 – je založen na teorii ortotropních rozetřených trhlin v kombinaci s modelem pásu trhliny doplněné o Rankinovo kritérium porušení s využitím exponenciálního změkčení [161]. Tento materiálový model byl využit pro matici i ITZ. Plastický model změkčení/zpevnění je založen na Menétrey–Willamově povrchu porušení.

Bilineární materiálový model – byl využit pro ocelovou inkluzi.

Lineární materiálový model – byl využit pro ocelové příložky.

Vybrané materiálové parametry použité v modelu lze nalézt v Tab. 4.8. Parametry byly vygenerovány programem pro krychelnou tlakovou pevnost $f_c = 50$ MPa. Hodnoty parametrů u ITZ byly voleny jako poloviční v porovnání s parametry matrice. Poloviční hodnota byla zvolena na základě homogenizační techniky zvané generalized self-consistent scheme [67]. Tato opět platí pro oblast v řádech μm , nicméně pro tuto studii je možno ji považovat za dostačující. Parametry oceli jsou obecně známé.

Tab. 4.8: Vybrané materiálové parametry použité v MKP modelu.

Materiál	E [GPa]	f_t [MPa]	f_c [MPa]	G_F [$\text{J}\cdot\text{m}^{-2}$]
MTX	43,6	3,0	-49,6	68,4
ITZ	21,8	1,5	-24,8	34,2

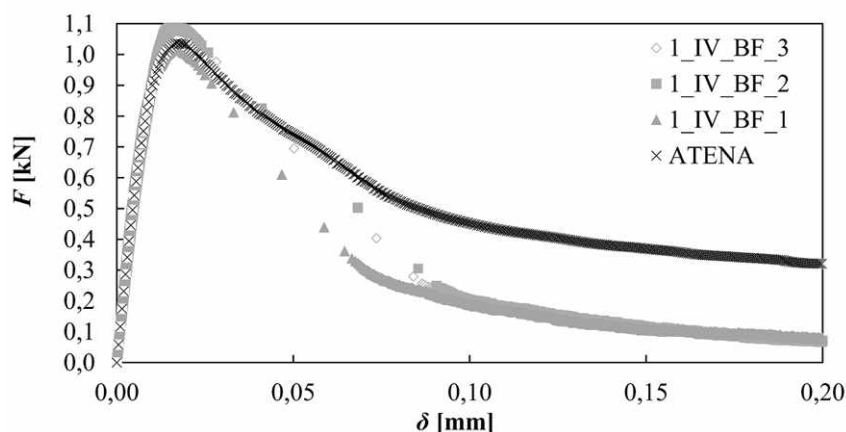
Zatěžování probíhalo konstantním přírůstkem deformace podobně jako u reálných zkoušek, a to 0,03 mm/min (krok). Tato deformace byla aplikována na horní plochu příložky (doprostřed).

4.2.3 Výsledky

V tomto oddíle budou představeny výsledky numerických simulací dle výše popsaných modelů.

Model 1

První model obsahoval pouze matici a sloužil k ověření naměřených lomově mechanických parametrů. Vypočtený F - δ diagram lze nalézt na Obr. 4.54.



Obr. 4.54: Vypočtený F - δ diagram tělesa pouze z matrice na pozadí měření.

Vzestupná větev je téměř totožná s naměřenými vzestupnými větvemi, zatímco sestupná větev je odlišná. Jedním z důvodů, proč se sestupná větev odlišuje od naměřených sestupných hodnot, může být ztráta stability při zatěžování posunem [56] – tzv. *snap down* [9]. Dalším důvodem může být přítomnost příložek, které jsou modelovány dle [137] jako fixní kontakt a tím zvyšují tuhost/pevnost zkušebního tělesa.

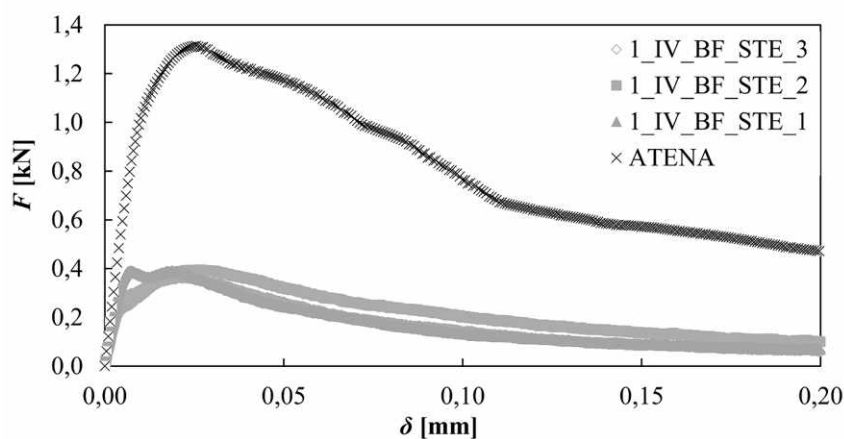
Rozvoj trhlin lze vidět na Obr. 4.55. Šířka trhliny byla zvolena 0,05 mm, což odpovídá minimální šířce trhliny, kterou lze opticky identifikovat. Rovněž vidíme, že směr šíření trhliny (Obr. 4.55a) odpovídá sledovanému způsobu porušení zkušebních těles (Obr. 4.55b).



Obr. 4.55: (a) Vypočtený rozvoj trhlin v referenčním tělese, (b) sledovaný způsob porušení.

Model 2

Druhý model byl tvořen matricí a ocelovou inkluzí (bez ITZ). Vypočtený F – δ diagram lze nalézt na Obr. 4.56. Jak vidíme, maximální zatížení při uvažování dokonalé adheze a bez existence přechodové oblasti dosahuje hodnot podstatně vyšších než u samotné matrice.



Obr. 4.56: Vypočtený F – δ diagram tělesa s ocelovou inkluzí na pozadí měření.

Rozvoj trhlin tělesa s inkluzí lze vidět na Obr. 4.57. Šířka trhliny byla opět zvolena 0,05 mm, což odpovídá minimální šířce trhliny, kterou lze opticky identifikovat. Rovněž je vidět, že směr šíření trhliny (Obr. 4.57a) neodpovídá sledovanému způsobu porušení zkušebních těles (Obr. 4.57b). Důvodem může být existence ITZ, nedokonalá adheze, příp. jejich kombinace.



Obr. 4.57: (a) Vypočtený rozvoj trhlin v tělese s ocelovou inkluzí, (b) sledovaný způsob reálného porušení.

Model 3

Třetí model obsahoval mimo dva zmiňované materiály i vrstvu ITZ, ovšem v tloušťce 2 mm. Přestože tato tloušťka nesouhlasí s průměrnou tloušťkou $50 \mu\text{m}$, jak se často v literatuře odhaduje tloušťka ITZ, bylo nutné ji použít. Důvod vychází z podstaty použitých materiálových modelů pro matici a ITZ, které nejsou příliš vhodné pro analýzu tak malých oblastí. Důvodem je použití materiálového modelu obsahujícího pracovní diagram trhliny (napětí vs. otevření thliny) – tzv. tahové změkčení. V tomto případě bylo využito exponenciální funkce, kde konečné otevření trhliny w_c při úplném uvolnění napětí je definováno:

$$w_c = 5,14 \cdot \frac{G_F}{f_t^{\text{ef}}}, \quad (4.13)$$

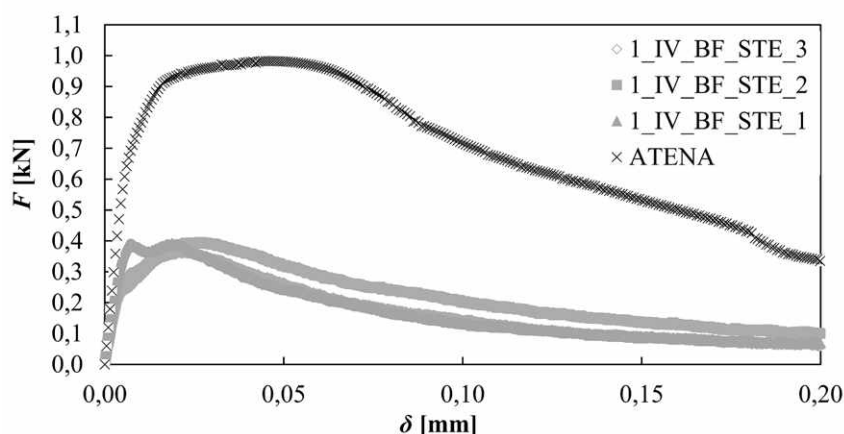
kde G_F je lomová energie a f_t^{ef} je efektivní tahová pevnost. Pokud budeme pro zjednodušení uvažovat $f_t^{\text{ef}} = f_t = 3,0 \text{ MPa}$, kde f_t je jednoosá pevnost v tahu, dostaneme:

$$w_c = 5,14 \cdot \frac{68,4}{3 \cdot 10^6} = 1,17 \cdot 10^{-4} \text{ m} = 117 \mu\text{m}. \quad (4.14)$$

Použití prvků, které jsou menší než otevření trhliny w_c při úplném uvolnění napětí, nedává žádný fyzikální význam. Z tohoto důvodu bylo rozhodnuto použít velikost prvku rovnu hodnotě maximální nominální zrnitosti kameniva, což má jasný fyzikální význam.

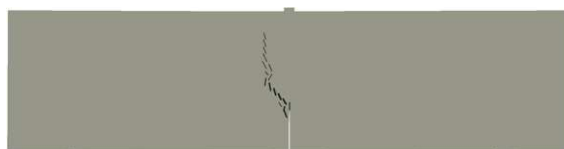
I přes tyto počáteční problémy a nemožnost vymodelovat vrstvu tloušťky $50 \mu\text{m}$ je na Obr. 4.58 viditelný pokles hodnoty maximálního zatížení oproti modelu 1 sestávajícího pouze z matrice. Důvodem poklesu je existence „slabé“ oblasti, ve které

se bude trhlina šířit. Vzestupná větev na Obr. 4.58 se, podobně jako v případě experimentálních těles STE_1 a STE_2, skládá ze dvou téměř lineárních částí. Úhel mezi těmito větvemi je ovšem cca 90° , přičemž úhel v případě odezvy experimentálních těles je mnohem vyšší. Rozdíl je pravděpodobně způsoben nedokonalou přilnavostí.



Obr. 4.58: Vypočtený F - δ diagram tělesa s ocelovou inkluzí s ITZ na pozadí měření.

Směr šíření trhliny u vzorku s inkluzí a ITZ je znázorněn na Obr. 4.59. Šířka trhliny byla opět 0,05 mm. Ani zde neodpovídá směr šíření trhliny (Obr. 4.59) pozorovanému směru (Obr. 4.57b). Důvodem je nedokonalá adheze mezi ITZ a ocelovou inkluzí. V důsledku toho se trhlina šíří přímo rozhraním ITZ–inkluzie směrem k hornímu povrchu tělesa.



Obr. 4.59: Vypočtený rozvoj trhlín v tělese s inkluzí a ITZ.

Diskuze

Pro splnění požadavků nezávislosti výsledků na volbě sítě konečných prvků je v SW ATENA [161] implementován tzv. omezovač lokalizace ve formě metody pásu trhlín [13, 161]. Hlavní myšlenkou modelu pásu trhlín je zajistit konstantní disipaci energie na jednotku poškozené oblasti v každém prvku. Pásky porušení jsou definovány jako průměty rozměrů konečných prvků na roviny porušení, přičemž se předpokládá, že směr je kolmý k hlavním napětím. Nicméně, jsou-li využity příliš malé nebo naopak příliš velké velikosti konečných prvků, metoda pásu trhlín již neposkytuje výsledky nezávislé na velikosti sítě [37].

Dalším důvodem, proč nejsou tyto postupy vhodné pro analýzu velmi malých ploch je, že výpočet kolabuje v případě kombinace velmi malých prvků s velkými. Nicméně, vzhledem k velké výpočetní náročnosti nevznikl model, který by se skládal pouze z malých prvků. Mimo to by výsledky tohoto modelu již nebyly nezávislé na volbě sítě [37], jak je popsáno výše.

Dílčí závěry

Z numerické analýzy popsané lomové zkoušky je zřejmé, že hodnota maximálního zatížení F_{\max} byla velmi podstatně redukována díky přítomnosti ITZ okolo ocelové inkluze. Navíc došlo ke změně směru šíření trhliny v případě modelu 3 (obsahujícího ITZ a uvažujícího dokonalou adhezi) ve srovnání se skutečným/pozorovaným šířením. Z této změny směru šíření trhliny vyplývá, že problém s existencí oblasti (ITZ) s nižšími hodnotami lomové mechanických parametrů je mnohem komplexnější z důvodu nedokonalé adheze. Nicméně je zřejmé, že lze ITZ považovat za „nejslabší článek“ cementových kompozitů.

Z důvodů uvedených výše a provedených numerických simulací byl tento materiálový model shledán jako nedostatečný pro posouzení vlivu ITZ na lomové chování cementových kompozitů, a proto již nebude dále v této práci rozvíjen.

Stojí ovšem za uvedení, že tento materiálový model byl využit v projektu AT-CZ Safebridge zabývajícím se posouzením stávajících mostních konstrukcí [44, 136], jehož byl autor součástí.

Posouzení stávající mostní konstrukce

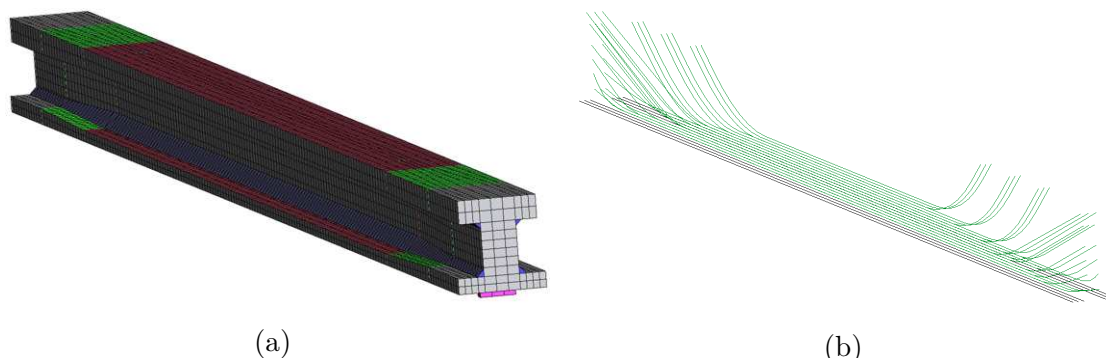
Náplní práce autora bylo vymodelovat jednopólový most s délkou přemostění 31 m postavený v roce 1955 (dle mostního listu). Nosná konstrukce je tvořena atypickými prefabrikovanými předpjatými nosníky typu $2 \times$ MPD 5 (krajní) a $10 \times$ MPD 6 (mezilehlé) o délce 34 m. Vzhledem k tomu, že údaje o mostu byly velmi kusé, bylo třeba provést rozsáhlou rešerši, která nakonec vyústila v částečný výpočet a návrh výztuže dle v té době platných norem [168].

Nejprve byl vymodelován mostní nosník MPD 6, předpínací výztuž a byla provedena optimalizace konečno prvkové sítě (Obr. 4.60).

Předpětí nosníku bylo prováděno postupně. Nicméně jak je vidno z Obr. 4.61, nedošlo ke vzniku trhlin v tahové oblasti.

Následně byl nosník zatížen hmotností $\frac{1}{2}$ šestnápravového vozidla, která činí v plném stavu 400 t. Na Obr. 4.62 je možné vidět vznik trhlin uprostřed rozpětí.

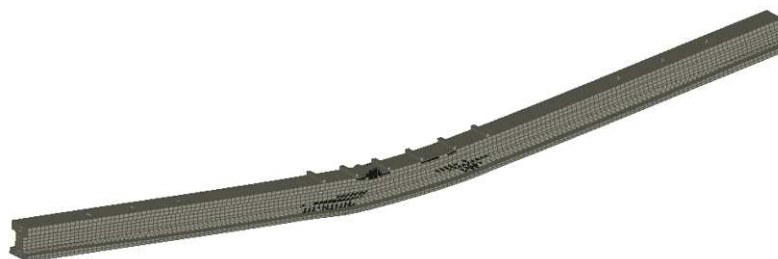
Po ověření funkčnosti numerického modelu jednoho nosníku byla vymodelována celá mostní konstrukce, včetně podélných spar (ze začátku působila pouze hmotnost



Obr. 4.60: (a) Geometrie modelu, včetně konečno prvkové sítě, (b) trasování kabelů předpínací výztuže.



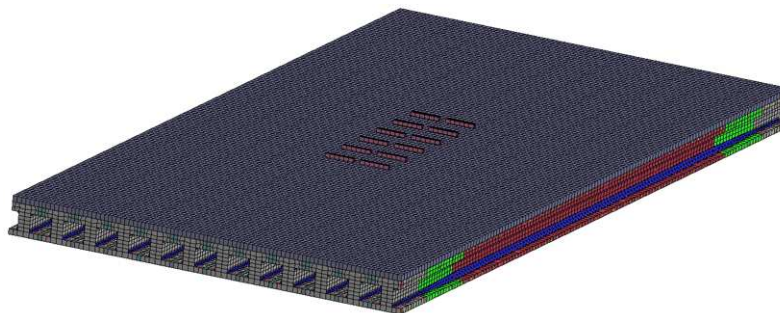
Obr. 4.61: Vzepětí nosníku od předpětí.



Obr. 4.62: Zatěžování nosníku a s tím spojený vznik prvních trhlin.

této vrstvy, následně byla vrstva aktivována a provedeno příčné předpětí) a zatížení vrstvou mostovky s její následnou aktivací, resp. aktivací její tuhosti. Poté byl most zatížen šestnápravovým vozidlem pro stanovení výhradní zatížitelnosti – viz Obr. 4.63. V tomto stavu byl předán numerický model kolegům, kteří na něm prováděli numerické simulace pro pravděpodobnostní analýzy.

Předmětem tohoto oddílu bylo poukázat na aplikaci výše popsáného materiálového modelu pro simulace chování betonových konstrukcí v SW ATENA [161], aby, vzhledem k nevhodnosti využití tohoto modelu pro simulaci chování zkušebních těles uvedených v této práci, nedošlo automaticky k jeho zavržení čtenáři této práce.



Obr. 4.63: Konečno prvková síť nosné konstrukce mostu (včetně mostovky).

4.3 Microplane model

Tento materiálový model využívá odlišného principu než předešlý. Z matematického hlediska je hlavní výhodou Microplane modelu jeho relativní jednoduchost. Na rozdíl od fenomenologických makroskopických modelů není třeba pro vztahy mezi napětím a deformací vynucovat požadavky na tenzorovou invarianci, jelikož se vztahují k dané rovině, kterou nelze podle definice otáčet. Požadavky na tenzorovou invarianci jsou automaticky splněny integrací přes mikroroviny všech prostorových orientací [16]. Pro eliminaci lokalizace přetvoření a falešné citlivosti sítě, která je typická pro modely snažící se popsat tahové změkčení materiálu v důsledku vzniku trhlin a formování lomové procesní zóny, byl postupně Microplane model doplněn o koncept nelokálního kontinua, viz [11, 12, 17].

4.3.1 Teorie

Při psaní tohoto oddílu autor čerpal převážně z knihy [80]. Základní podstatou Microplane modelu je charakterizace konstitutivních zákonů pomocí vektorů napětí a přetvoření, namísto tenzorů druhého řádu. Původní myšlenka definice vztahů mezi vektory napětí a přetvoření působícími na plochách různé orientace vzešla z aplikace na polykrystalických kovech [156]. Prof. Bažant [8] později tento koncept rozvinul a pojmenoval jej Microplane model. U tohoto modelu jsou makroskopické tenzory napětí a přetvoření určeny jako součet všech vektorů působících na libovolně orientovaných mikroploškách za předpokladu splnění statických nebo kinematických podmínek.

Postupným výzkumem autoři [8, 10, 14] zjistili, že statické podmínky neumožňují zobecnění modelu pro popis tahového změkčení po dosažení maximálního zatížení, které je typické pro kvazikřehké materiály. Rozšíření, které tento popis chování umožňuje, vyžaduje aplikaci kinematických podmínek namísto statických.

Podstata modelu

Klasické konstitutivní modely přímo pracují s prvky tenzoru napětí $\boldsymbol{\sigma}$ a přetvoření $\boldsymbol{\varepsilon}$. Oproti tomu Microplane model je definován jako vztah mezi napětím a přetvořením působícím na generované mikroplošce, která má libovolnou orientaci jednoznačně určenou normálovým vektorem \mathbf{n} . Vektor přetvoření ε^n na mikroplošce je poté projekcí tenzoru přetvoření $\boldsymbol{\varepsilon}$:

$$\varepsilon_i^n = \varepsilon_{ij} n_j \quad (4.15)$$

a normálové přetvoření na mikroplošce je rovno:

$$\varepsilon_N = n_i \varepsilon_i^n = n_i \varepsilon_{ij} n_j = N_{ij} \varepsilon_{ij}, \quad (4.16)$$

kde $N_{ij} = n_i n_j$.

Smyková přetvoření na mikroplošce ve zvolených směrech M a L jsou dána ortogonálními jednotkovými vektory \mathbf{m} a \mathbf{l} . Vzhledem k symetrii tenzoru přetvoření můžeme vztah pro smykové přetvoření psát jako:

$$\varepsilon_M = M_{ij} \varepsilon_{ij} \quad \varepsilon_L = L_{ij} \varepsilon_{ij}, \quad (4.17)$$

kde $M_{ij} = (m_i n_j + m_j n_i)/2$ a $L_{ij} = (l_i n_j + l_j n_i)/2$. Ve skutečnosti jsou ε_N , ε_M a ε_L složky tenzoru přetvoření ε_{nn} , ε_{nm} a ε_{nl} s ohledem na lokální souřadný systém $(\mathbf{n}, \mathbf{m}, \mathbf{l})$ na mikroplošce. Zbývající složky tenzoru přetvoření ε_{mm} , ε_{ll} a ε_{ml} nemají vliv na vektor napětí na mikroplošce s normálou \mathbf{n} .

Vzhledem k předchozím kinematickým podmínkám lze statickou ekvivalenci napětí mezi makroúrovni a mikroúrovni určit pouze přibližně za využití principu virtuálních prací:

$$\frac{2\pi}{3} \sigma_{ij} \delta \varepsilon_{ij} = \int_{\Omega} (\sigma_N \delta \varepsilon_N + \sigma_M \delta \varepsilon_M + \sigma_L \delta \varepsilon_L) d\Omega, \quad (4.18)$$

kde integrál je přes všechny orientace mikroplošek. Geometricky si výše uvedené můžeme představit jako jednotkovou kouli. Vzhledem k tomu, že Microplane model využívá symetrii, je možné uvažovat pouze polovinu této koule, což je již zohledněno koeficientem $\frac{2\pi}{3}$. Vztah 4.18 nám tedy říká, že virtuální práce globálního napětí (na makroúrovni) musí být rovna součtu virtuální práce lokálních napětí na mikroploškách.

Vzhledem k tomu, že globální a lokální přetvoření na mikroploškách jsou propojeny kinematickým omezením, můžeme provést substituci $\delta \varepsilon_N = N_{ij} \delta \varepsilon_{ij}$, $\delta \varepsilon_M = M_{ij} \delta \varepsilon_{ij}$ a $\delta \varepsilon_L = L_{ij} \delta \varepsilon_{ij}$. Zavedením substituce a uvědoměním si, že Rov. 4.18 musí vyhovovat pro jakýkoliv virtuální tenzor přetvoření $\delta \varepsilon_{ij}$, dostaneme:

$$\sigma_{ij} = \frac{3}{2\pi} \int_{\Omega} (\sigma_N N_{ij} + \sigma_M M_{ij} + \sigma_L L_{ij}) d\Omega \quad (4.19)$$

Dalším krokem je dekompozice normálového přetvoření na část hydrostatickou (kulovou) ε_V a deviátor ε_D :

$$\varepsilon_N = N_{ij}\varepsilon_{ij} = N_{ij}(\varepsilon_V\delta_{ij} + e_{ij}) = \varepsilon_V + N_{ij}e_{ij} = \varepsilon_V + \varepsilon_D \quad (4.20)$$

Hydrostatická část tenzoru přetvoření je stejná pro všechny mikroplošky a je rovna $\varepsilon_V = \delta_{ij}\varepsilon_{ij}/3 = \varepsilon_{ii}/3$. Odtud již lze poměrně snadno stanovit deviátor tenzoru přetvoření:

$$\varepsilon_D = \varepsilon_N - \varepsilon_V = (N_{ij} - \delta_{ij}/3)\varepsilon_{ij} \quad (4.21)$$

Posledním krokem je poté již definice fyzikálních vztahů napětí–přetvoření σ – ε na těchto mikroploškách, viz Rov. 4.22 a Rov. 4.23:

$$\sigma_V^e = K^{\text{mic}}(\varepsilon_V - \varepsilon_V^{\text{pl}}) \quad (4.22)$$

$$\sigma_d^e = 2G^{\text{mic}}(\varepsilon_D - \varepsilon_D^{\text{pl}}) \quad (4.23)$$

kde σ_V^e a σ_D^e je objemové, resp. deviatorické, efektivní napětí [MPa], K^{mic} je objemový modul pružnosti [MPa], G^{mic} je smykový modul pružnosti [MPa], $\varepsilon_V^{\text{pl}}$ a $\varepsilon_D^{\text{pl}}$ je objemové, resp. deviatorické, plastické přetvoření mikroplošky [-].

Model CDPM

Model vychází z materiálového modelu publikovaného prof. Bažantem, přičemž poškozování a plasticita jsou zde definovány pomocí modelu plasticity Drucker–Prager [45, 127]. Z důvodu aplikace tohoto modelu je nutné Rov. 4.18 upravit do následujícího tvaru – Rov. 4.24 (zde již pro plný tvar, nikoliv pro polovinu) [199–201]:

$$\sigma = \frac{3}{4\pi} \int_{\Omega} (1 - d^{\text{mic}}) \left[K^{\text{mic}}V (\varepsilon_V - \varepsilon_V^{\text{pl}}) + 2G^{\text{mic}}Dev^T \cdot (\varepsilon_D - \varepsilon_D^{\text{pl}}) \right] d\Omega \quad (4.24)$$

kde d^{mic} je normalizovaná funkce poškozování [-], viz Rov. 4.26, a V a Dev jsou tenzory, které se používají k projekci makro přetvoření na mikroplošky dle dekompozice tenzoru přetvoření ε na volumetrickou část $\varepsilon_V = V : \varepsilon$ a deviatorickou část $\varepsilon_D = Dev : \varepsilon$. Plastická odezva materiálu je zahrnuta v Drucker–Prager [45, 127] materiálovém modelu následující funkcí dle Rov. 4.25.

$$f^{\text{mic}} = \frac{3}{2}\sigma_D^e \cdot \sigma_D^e - f_1^2 f_c f_t \quad (4.25)$$

kde f^{mic} je kritérium tažnosti, f_1 je Drucker–Pragerova funkce plasticity se zpevněním (Rov. 4.26), f_c je tlaková pevnost [MPa] a f_t je tahová pevnost [MPa].

$$f_1 = \sigma_0 - \mu\sigma_V^e + f_h \quad (4.26)$$

kde σ_0 je počáteční mez kluzu [MPa], μ je koeficient tření [-] a f_h je funkce zpevnění, viz [4].

Poškození je modelováno Rov. 4.27, ve které se celkové poškození rozloží na tlakovou a tahovou část následujícím způsobem:

$$1 - d^{\text{mic}} = (1 - d_c^{\text{mic}}) (1 - r_w d_t^{\text{mic}}) \quad (4.27)$$

kde d_c^{mic} a d_t^{mic} je tlaková, resp. tahová, část poškození [-], r_w je split weight factor [-] – viz Rov. 4.28.

$$r_w = \frac{\sum_{i=1}^3 \langle \varepsilon^I \rangle}{\sum_{i=1}^3 |\varepsilon^I|} \quad (4.28)$$

kde ε^I reprezentuje hodnotu hlavního přetvoření a $\langle \varepsilon^I \rangle$ pozitivní hodnotu hlavního přetvoření.

Jelikož modely materiálů zahrnující tahové změkčení často vykazují falešnou citlivost sítě a numerickou nestabilitu, je v tomto materiálovém modelu využita regularizovaná gradientní implicitní metoda. Implicitní regularizace gradientu zlepšuje lokální proměnnou tak, že nelokální protějšek považuje za další stupeň volnosti. Řídící rovnice jsou dány následující soustavou rovnic Rov. 4.29 – Rov. 4.31.

$$\nabla \sigma + f = 0 \quad (4.29)$$

$$\bar{\eta}_m - c \nabla^2 \bar{\eta}_m = \eta_m \quad (4.30)$$

$$\nabla \bar{\eta}_m \cdot n_b = 0 \quad (4.31)$$

kde σ je Cauchyho tenzor napětí, f vektor objemových sil, ∇ divergence vektorového pole (Rov. 4.29), resp. gradient skalárního pole (Rov. 4.31), ∇^2 Laplaceův operátor, η_m lokální proměnná, $\bar{\eta}_m$ nelokální proměnná a n_b je normála k vnější hranici nelokálního pole.

Lokální (Rov. 4.32) i nelokální (Rov. 4.33) proměnná se skládají z tahové a tlakové části. Každý uzel má tedy dva stupně volnosti navíc.

$$\eta_m = \begin{bmatrix} \eta_{mt} \\ \eta_{mc} \end{bmatrix} \quad (4.32)$$

$$\bar{\eta}_m = \begin{bmatrix} \bar{\eta}_{mt} \\ \bar{\eta}_{mc} \end{bmatrix} \quad (4.33)$$

kde η_{mt} a η_{mc} je tahová, resp. tlaková, část lokální proměnné a $\bar{\eta}_{mt}$ a $\bar{\eta}_{mc}$ je tahová, resp. tlaková, část nelokální proměnné. Je zde tedy 21 nezávislých hodnot (pro každou mikroplošku) ekvivalentního přetvoření η_t^{mic} a η_c^{mic} . Tahové a tlakové složky lokální proměnné se získají homogenizací dle následující Rov. 4.34:

$$\begin{bmatrix} \eta_{mt} \\ \eta_{mc} \end{bmatrix} = \frac{1}{4\pi} \begin{bmatrix} \int_{\Omega} \eta_t^{\text{mic}} d\Omega \\ \int_{\Omega} \eta_c^{\text{mic}} d\Omega \end{bmatrix} \quad (4.34)$$

kde η_t^{mic} a η_c^{mic} je ekvivalentní tahové, resp. tlakové, přetvoření mikroplošky [-].

Regularizace probíhá pomocí „nad“-nelokální funkce (z anglického „over-nonlocal“) podle Rov. 4.35 a Rov. 4.36:

$$\hat{\eta}_t^{\text{mic}} = m\bar{\eta}_{mt} + (1 - m)\eta_t^{\text{mic}} \quad (4.35)$$

$$\hat{\eta}_c^{\text{mic}} = m\bar{\eta}_{mc} + (1 - m)\eta_c^{\text{mic}} \quad (4.36)$$

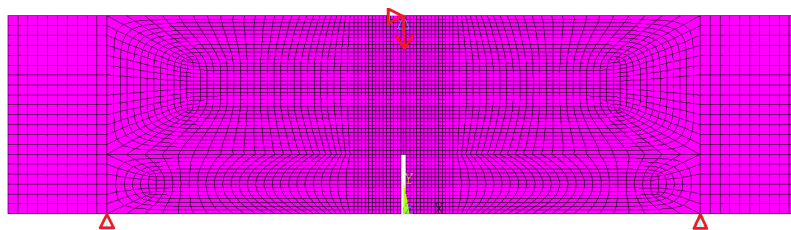
kde $\hat{\eta}_t^{\text{mic}}$ a $\hat{\eta}_c^{\text{mic}}$ jsou tahové, resp. tlakové, „nad“-nelokální funkce a m je nelokální materiálový parametr [-].

4.3.2 Numerický model

Pro CDPM model bylo nutné využít speciální 2D čtyřuzlový konečný prvek CPT 212, který má, mimo posunů, další dva stupně volnosti v každém uzlu navíc reprezentující nelokální pole. Konečné prvky byly nastavené na rovinnou deformaci z důvodu dostatečné tloušťky tělesa. Mimo to tento typ prvku dovoluje nastavení úlohy pouze na rovinnou deformaci nebo rotační symetrii. Z důvodu existence zářezu bylo nutné zjemnit síť převážně v okolí jeho rohů, kde dosahují gradienty napětí vyšších hodnot. Doporučením je volit velikost konečného prvku menší než polovina druhé odmocniny nelokálního parametru c [5] – viz dále.

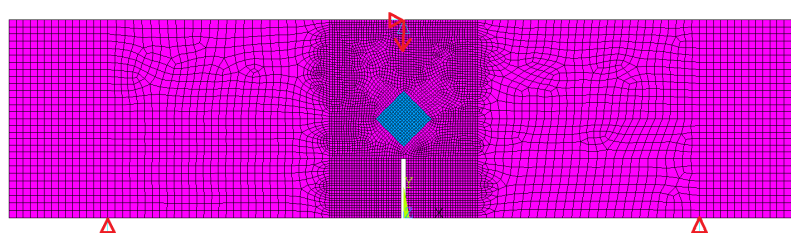
Nejdříve byl vytvořen 2D model rovinné deformace referenčního tělesa (tvořeného pouze maticí) pro naladění parametrů materiálového modelu, viz Obr. 4.64. Geometrie, včetně konečno prvkové sítě, je rozdělena do 5 pásů. Pás uprostřed má šířku 2×10 mm a tvoří ho jemná síť s maximální velikostí prvků 0,75 mm. Dva krajní pásy (z každé strany) mají šířku 2×20 mm s maximální velikostí prvků 2 mm. Zbylé mezi-
lehlé pásy tvoří přechodovou oblast mezi jemnou a hrubou sítí. Zářez byl modelován jako obdélníkový o rozměrech 1×12 mm.

Model tělesa s ocelovou inkluzí, včetně konečno prvkové sítě, lze nalézt na Obr. 4.65. Pás uprostřed má šířku 2×15 mm a tvoří ho jemná síť s maximální velikostí prvků 0,5 mm, stejně jako inkluzi uprostřed. Dva krajní pásy (z každé strany) mají šířku



Obr. 4.64: Geometrický model s konečno prvkovou sítí referenčního tělesa.

2×20 mm s maximální velikostí prvků 1,5 mm. Zbylé mezilehlé pásy tvoří přechodovou oblast mezi jemnou a hrubou sítí. Zářez byl modelován jako obdélníkový o rozměrech 1×12 mm.



Obr. 4.65: Geometrický model s konečno prvkovou sítí tělesa s inkluzí.

Ocelová inkluze byla modelována jako ideálně elastická, jejíž chování je vystiženo elastickými konstantami – Youngovým modulem pružnosti E [GPa] a Poissonovým číslem ν [-]. Matrice byla modelována pomocí CDPM modelu s Drucker–Pragerovou podmínkou plasticity a porušení [5].

Elastické konstanty (Youngův modul pružnosti E a Poissonovo číslo ν) jemnozrnného cementového kompozitu byly převzaty z [169], viz Tab. 4.9.

Tab. 4.9: Elastické konstanty matrice.

E	ν
[GPa]	[-]
43,6	0,2

Mimo elastických konstant obsahuje CDPM model plasticitní parametry, konkrétně jednoosou tlakovou pevnost f_{uc} [MPa], biaxiální tlakovou pevnost f_{bc} [MPa], jednoosou tahovou pevnost f_{ut} [MPa], σ_v^c je materiálový parametr Drucker–Pragerova modelu (průsečík os mezi limitní pevností v tlaku a Drucker–Prager funkcí kluzu) [MPa], R poměr mezi hlavní (deviatorickou) a vedlejší (objemovou) osou Drucker–Pragerova modelu [-], D materiálová konstanta zpevnění [MPa²] a R_t tahová konstanta zpevnění [-]. Při absenci úplných testovacích dat je možné využít empirické vztahy uvedené níže [79].

$$f_{bc} = 1,15f_{uc} \quad (4.37)$$

$$f_{ut} = 1,4 \left(\frac{f_{uc}}{10} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (4.38)$$

Zadané hodnoty lze nalézt v Tab. 4.10.

Tab. 4.10: Plasticita – vstupní parametry.

f_{uc}	f_{bc}	f_{ut}	σ_V^c	R	D	R_t
[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[-]	[MPa ²]	[-]
31,6	36,3	3,0	-24,2	1	$4 \cdot 10^4$	1

Dále CDPM obsahuje parametry poškození – γ_{t0} a γ_{c0} reprezentuje prahové hodnoty poškození tahem, resp. tlakem [-], β_t a β_c konstanty tahového, resp. tlakového vývoje poškození [-]. Konkrétní hodnoty viz Tab. 4.11. Při absenci jednoosých cyklických tahových zkoušek mohou být využity hodnoty $R_t = 1$, $\beta_t = 1,5\beta_c$ a $\gamma_{t0} = 0$. Prahová hodnota poškození tahem γ_{t0} je téměř vždy nastavena na nulu, protože změkčení v tahu začíná téměř okamžitě po mezi pružnosti [5].

Tab. 4.11: Poškození – vstupní parametry.

γ_{t0}	γ_{c0}	β_t	β_c
[-]	[-]	[-]	[-]
0	$2 \cdot 10^{-5}$	$12 \cdot 10^3$	$8 \cdot 10^2$

Dále materiálový model obsahuje nelokální parametry, konkrétně parametr c (parametr rozsahu nelokální interakce) a m (parametr zohledňující průměr přes daný rozsah), jejichž vliv byl studován v [166]. Prvotní odhad těchto parametrů vycházel z literatury [15, 27, 189]. Oba tyto parametry jsou udávány jako bezrozměrné [5], nicméně parametr c je, dle zmíněné literatury, závislý na druhé mocnině charakteristického rozměru (např. velikosti zrna kameniva apod.), a proto jeho jednotkou by měly být např. [mm²]. Parametr nelokálního rozsahu c byl zvolen na základě doporučení uvedeného v [15], viz Rov. 4.39.

$$c = 2,7d_0, \quad (4.39)$$

kde d_0 odpovídá maximální velikosti zrna kameniva.

Parametry materiálového modelu byly zvoleny na základě doporučení uvedených v [5, 15, 27, 79, 189] a studie vlivu nelokálních parametrů v [166].

Tab. 4.12: Nelokální parametry

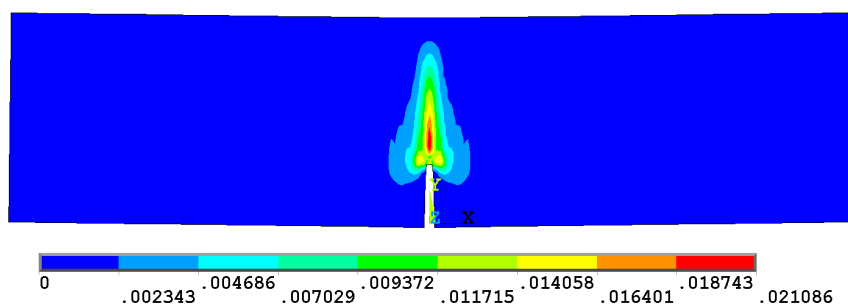
c	m
[mm ²]	[-]
5,4	1,8

4.3.3 Výsledky

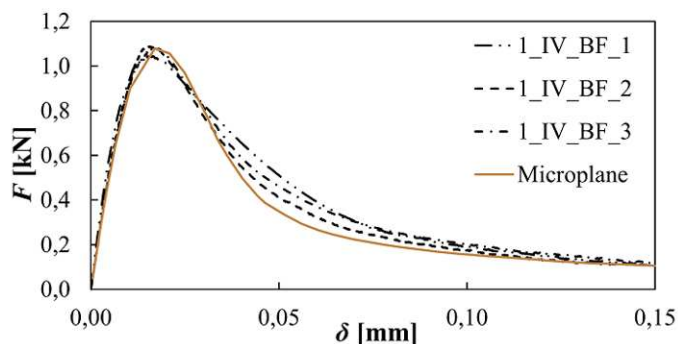
V tomto oddíle budou představeny výsledky numerických simulací výše popsaného materiálového modelu.

Referenční těleso

Vypočtený směr šíření trhliny prezentovaný izoplochami plastického přetvoření lze nalézt na Obr. 4.66. Je zřejmé, že směr šíření trhliny se shoduje s experimentálně zjištěným směrem.

Obr. 4.66: Izoplochy 1. hlavního plastického přetvoření ε^{pl} .

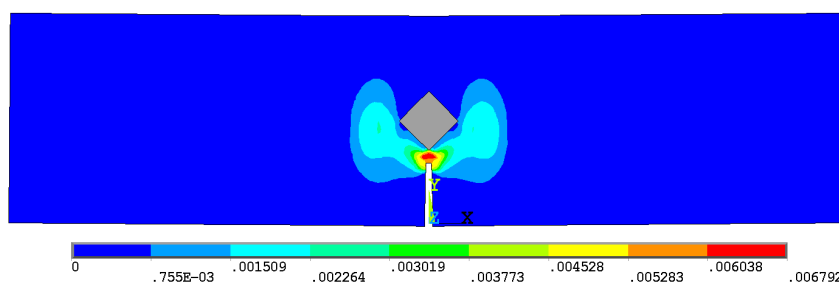
Oproti tomu je na Obr. 4.67 prezentován F - δ diagram referenčního tělesa na pozadí s experimentálně získanými F - δ diagramy. Vidíme, že diagram z numerické simulace kopíruje experimentální výsledky až na oblast tzv. *snap down* [9]. Nicméně je nutné si uvědomit, že experimentálně získané diagramy mají v této oblasti z důvodu ztráty stability výpadek. Tento je uměle nahrazen body na základě tečností k jednotlivým částem F - δ křivky, podrobně viz Příloha A.1. Z tohoto pohledu se jeví tyto rozdíly jako zanedbatelné.



Obr. 4.67: Vypočtený F - δ diagram tělesa pouze z matrice na pozadí měření.

Těleso s ocelovou inkluzí

Vypočtený směr šíření trhliny prezentovaný izoplochami plastického přetvoření lze nalézt na Obr. 4.68 pro případ středu zářezu a vrcholu inkluze v jedné rovině.

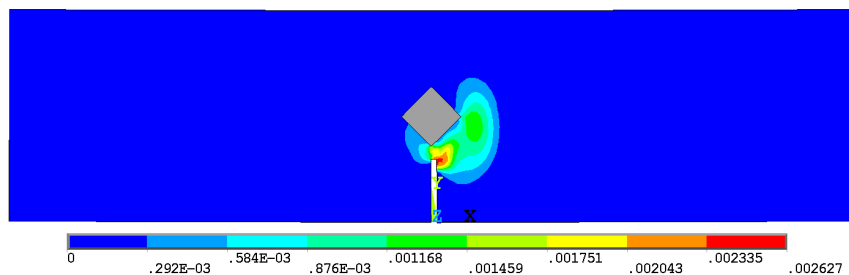


Obr. 4.68: Izoplochy 1. hlavního plastického přetvoření ε^{Pl} .

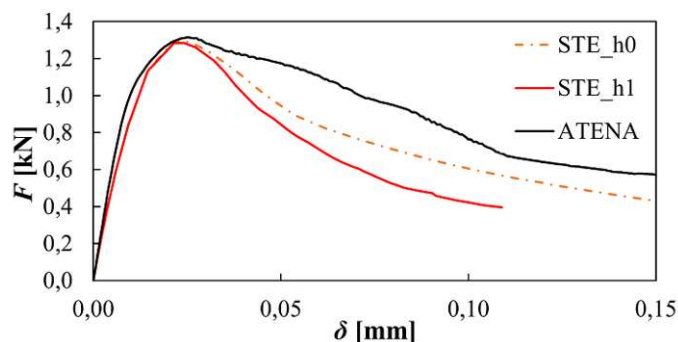
Je zřejmé, že směr šíření trhliny se neshoduje s experimentálně zjištěným směrem, navíc je fyzikálně nepravděpodobné, že by se trhlina šířila podél obou ploch inkluze zároveň. Vždy se bude šířit okolo pouze jedné plochy inkluze, kde je nižší adheze. Tento problém byl řešen posunutím trhliny horizontálně o 1 mm doprava. Nicméně tento posun je stále v rámci tolerancí, ve kterých se pohybuje poloha zářezu ve skutečnosti, viz Obr. 4.12.

Vypočtený směr šíření trhliny prezentovaný izoplochami plastického přetvoření lze poté nalézt na Obr. 4.69. Nicméně je zřejmé, že se trhlina bude šířit po vrchol inkluze a následně svisle, což rovněž neodpovídá provedeným experimentům.

F - δ diagram tělesa s ocelovou inkluzí pro oba případy – STE_h0 (vrchol inkluze a osa zářezu jsou v jedné rovině) a STE_h1 (zářez posunut o 1 mm doprava) na pozadí s F - δ diagramem ze SW ATENA lze nalézt na Obr. 4.70. Jak je vidět, pro dokonalou adhezi jsou si hodnoty F_{max} pro všechny tři F - δ diagramy přibližně rovny. Nejvýraznější rozdíl je patrný v sestupných větvích F - δ diagramů. Vysvětlení bude uvedeno v diskuzi.



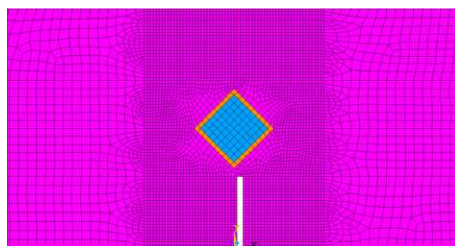
Obr. 4.69: Izoplochy 1. hlavního plastického přetvoření ε^{pl} .



Obr. 4.70: Vypočtený F - δ diagram tělesa s ocelovou inkluzí a jeho porovnání s F - δ diagramem ze SW ATENA.

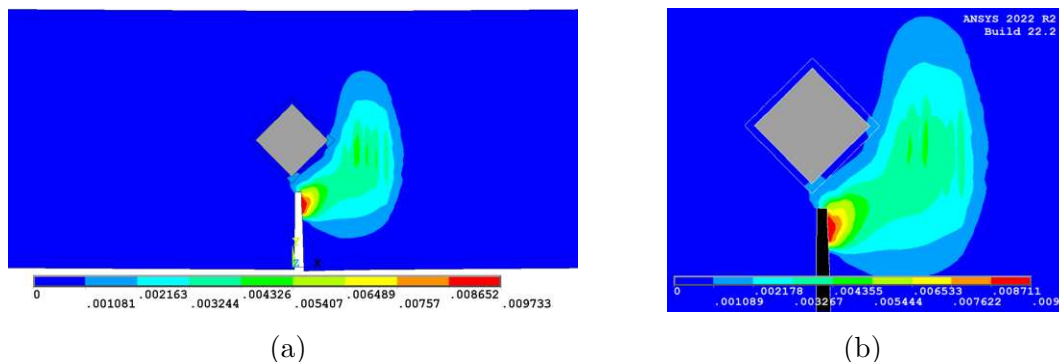
Těleso s ocelovou inkluzí a ITZ

Detail modelu tělesa s ocelovou inkluzí a ITZ tloušťky 1 mm, včetně konečno prvkové sítě, lze nalézt na Obr. 4.71. Hodnoty parametrů materiálového modelu ITZ byly voleny jako poloviční ve srovnání s parametry odpovídajícími matici – viz Tab. 4.9–4.12. Výjimkou byly parametry ν , R_t a R , které zůstaly stejné, a nelokální parametr m , který byl zvolen jako $m = 1$.



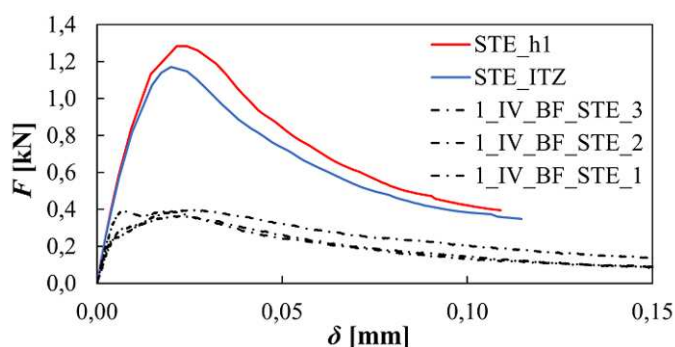
Obr. 4.71: Geometrický model s konečno prvkovou sítí tělesa s inkluzí a ITZ (detail).

Vypočtený směr šíření trhliny prezentovaný izoplochami plastického přetvoření lze poté nalézt na Obr. 4.72. Je zřejmé, že se trhlina bude šířit po vrchol inkluze a následně svisle, i přes vrstvu ITZ s polovičními hodnotami parametrů ve srovnání s maticí.



Obr. 4.72: Izoplochy 1. hlavního plastického přetvoření ε^{Pl} – (a) globální pohled, (b) detail.

F – δ diagram tělesa s ocelovou inkluzí pro oba případy – STE_h1 (viz předchozí odstavec) a STE_ITZ lze nalézt na Obr. 4.73. Jak je vidět, pro model s ITZ sice dojde k poklesu hodnoty F_{max} , nicméně tento pokles není tak výrazný jako v případě uvedeném v oddílu 4.2. Důvodem je pravděpodobně formulace materiálového modelu, který využívá nelokální pole (a tím bere v úvahu vliv větší oblasti než je šířka konečného prvku), na rozdíl od rozetřeného přístupu uvedeného v oddílu 4.2.



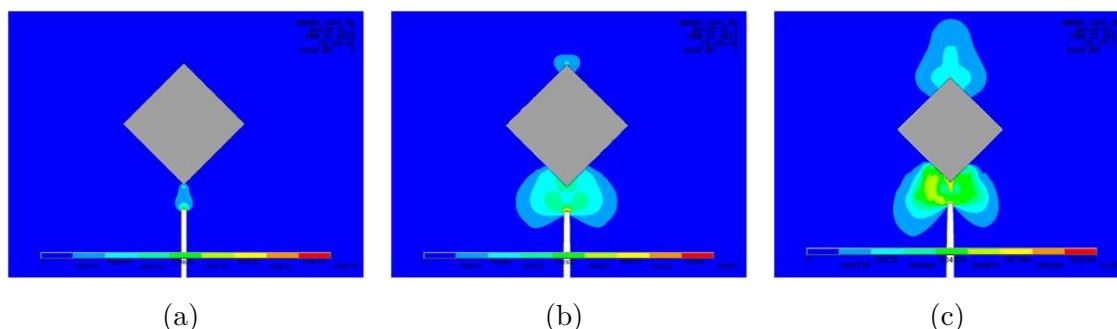
Obr. 4.73: Vypočtený F – δ diagram tělesa s ocelovou inkluzí s ITZ a jeho porovnání s experimentálně naměřenými daty.

Těleso s ocelovou inkluzí, ITZ a kontakty

Geometrie modelu vycházela z předchozího modelu (Obr. 4.71), který uvažoval dokonalou adhezi. Odlišností zde bylo modelování spojení mezi ITZ (zde v tloušťce 0,1 mm) a matricí ve formě kontaktních párů tvořených konečnými prvky Conta 172 a Target 169 [4]. Tření mezi ITZ a inkluzí bylo zvoleno $\mu = 0,5$ dle Tab. 2.1 pro hladký povrch. Vzhledem k nesymetrii matice tuhosti u CDPM modelu bylo nutné nastavit tuto nesymetrii i v definici kontaktů.

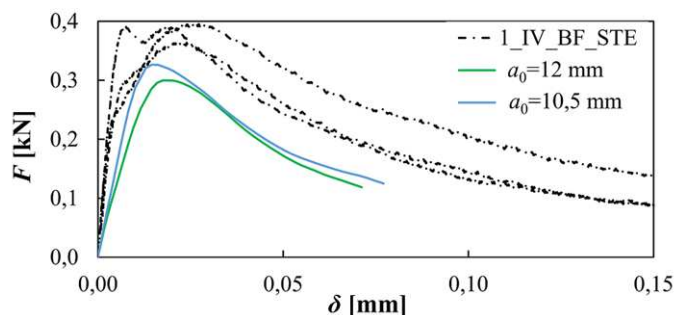
Vypočtený směr šíření trhliny prezentovaný izoplochami plastického přetvoření lze poté nalézt na Obr. 4.74 pro jednotlivé fáze šíření trhliny. Je zřejmé, že zde již dochází ke změně šíření trhliny radikálně – trhlina se bude šířit ze zářezu do spodního

rohu inkluze, kde dojde k plastifikaci následované šířením trhliny z horního rohu inkluze až do porušení tělesa.



Obr. 4.74: Detail izoploch 1. hlavního plastického přetvoření ε^{pl} – (a) iniciace trhliny ze zářezu, (b) iniciace trhliny z horní hrany inkluze a (c) finální fáze šíření.

F - δ diagram tělesa s ocelovou inkluzí, ITZ a kontaktem mezi inkluzí a ITZ lze nalézt na Obr. 4.75 pro nominální délku trhliny $a_0 = 12$ mm a délku trhliny zjištěnou ze 3D skeneru $a_0 = 10,5$ mm s experimentálními výsledky na pozadí. Z výsledků je zřejmé, že dojde k výraznému poklesu hodnoty F_{max} až na hodnotu cca 0,3 kN, což se rovná hodnotě cca $3/4 \cdot F_{\text{max}}$ zjištěné během experimentů. Rovněž stojí za povšimnutí, že vzestupná větev F - δ diagramu zjištěná ze simulace je odlišná od experimentálně naměřené, což značí změnu v tuhosti. Změna v tuhosti a nižší hodnota F_{max} značí nutnost existence adheze, byť nedokonalé, mezi ITZ a inkluzí.

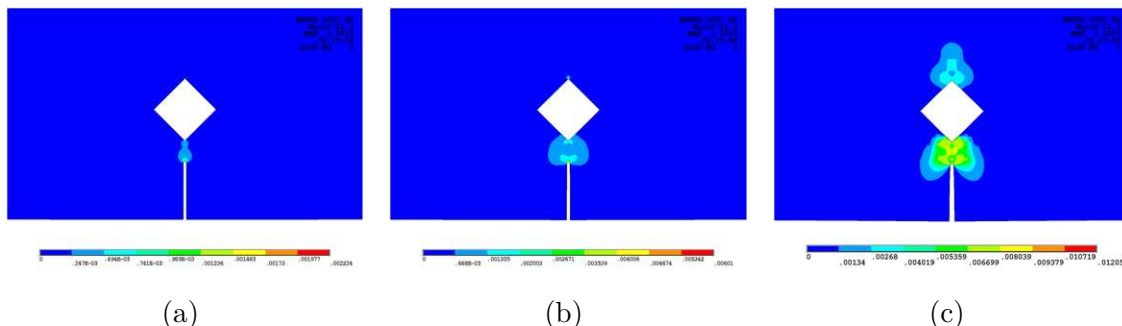


Obr. 4.75: Vypočtený F - δ diagram tělesa s ocelovou inkluzí, ITZ a kontakty (na pozadí s experimentálně naměřenými hodnotami).

Těleso s otvorem

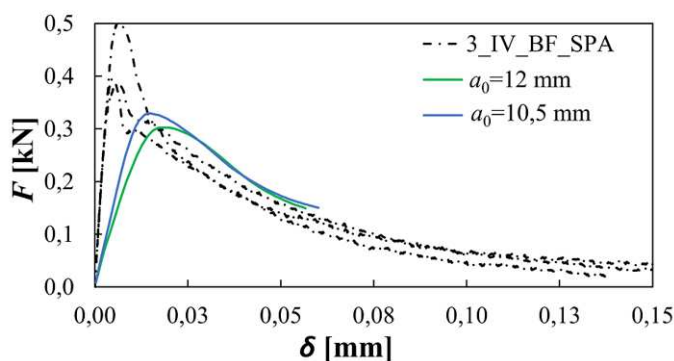
Geometrie modelu i síť konečných prvků zůstává stejná, pouze v tomto modelu dojde k odstranění inkluze. Vypočtený směr šíření trhliny prezentovaný izoplochami plastického přetvoření lze pro tento případ nalézt na Obr. 4.76 pro jednotlivé fáze šíření trhliny. Je zřejmé, že se trhlina bude šířit ze zářezu do spodního rohu otvoru,

kde dojde k plastifikaci následované šířením trhliny z horního rohu otvoru až do porušení tělesa. Směr šíření trhliny je velmi podobný tomu uvedenému v předchozím odstavci.



Obr. 4.76: Detail izoploch 1. hlavního plastického přetvoření ϵ^{pl} – (a) iniciace trhliny ze zářezu, (b) iniciace trhliny z horní hrany inkluze a (c) finální fáze šíření.

F – δ diagram tělesa s otvorem lze nalézt na Obr. 4.77 pro nominální délku trhliny $a_0 = 12$ mm a délku trhliny zjištěnou ze 3D skeneru (pro STE tělesa) $a_0 = 10,5$ mm s experimentálními výsledky na pozadí. Z F – δ diagramu je zřejmé, že spodní roh otvoru vytváří další koncentrátor napětí a ovlivňuje tak šíření trhliny. Vzhledem k velké plastifikaci plochy mezi zářezem a otvorem dochází k výrazné redukci F_{max} ve srovnání s experimentálně zjištěnými hodnotami F_{max} . Tento předpoklad je podpořen nižší strmostí vzestupné větve F – δ diagramu získaného ze simulací v porovnání s experimentálně naměřenými daty, která vyjadřují pokles tuhosti v důsledku plastifikace. Poznamenejme, že podle předpokladů s rostoucí délkou zářezu dochází k poklesu hodnoty F_{max} a rovněž k poklesu strmosti vzestupné větve F – δ diagramu.



Obr. 4.77: Vypočtený F – δ diagram tělesa s otvorem (na pozadí s experimentálně naměřenými hodnotami).

Diskuze

Z výše uvedených výsledků analýzy šíření trhliny ve zkušebním tělese sestávajícího z matrice a inkluze, popř. i ITZ, je zřejmé, že v důsledku nedokonalé adheze mezi ITZ a inkluzí se trhlina ve skutečném tělese šířila po rozhraní ITZ–inkluze. Podobných výsledků bylo již dosaženo v předchozí kapitole, kde bylo šíření trhliny v tělese s trhlinou analyzováno pomocí materiálového modelu využívajícího odlišnou koncepci. Pro referenční těleso a těleso s ocelovou inkluzí (bez ITZ) bylo dosaženo podobných hodnot maximální síly F_{\max} u obou modelů, zatímco u tělesa s ocelovou inkluzí a ITZ se již hodnoty F_{\max} pro oba modely rozcházel. Důvodem je samotná formulace, kde CDPM materiálový model využívá nelokální pole, zatímco model CC3NonLinCementitious2 využívá metodu pásu trhlin. Pro analýzu tělesa s ocelovou inkluzí byly využity dvě geometrie – v první byla osa zářezu koincidentní s osou inkluze, zatímco v druhém byl zářez posunut o 1 mm. Důvody pro posun zářezu byly dvojí – (i) numerické, kdy v případě koincidence docházelo k nereálnému šíření z důvodu nemožnosti SW stanovit „slabší“ směr pro šíření trhliny, (ii) reálný posun zářezu zjištěný z 3D skenu těles po lomových testech.

V případě referenčních těles byl mezi výsledky obou modelů výrazný rozdíl pouze v sestupné větvi F – δ diagramu, což je pravděpodobně způsobeno „vyztužením“ těles příložkami v prvním případě i přes to, že při tvorbě tohoto modelu bylo postupováno dle návodu [137].

Z důvodu předpokladu nedokonalé adheze byl analyzován i model, kde byly uvažovány kontakty mezi inkluzí a matricí se součinitelem tření $\mu = 0,5$ a výsledky byly porovnány s experimentálními měřeními. Bylo zjištěno, že hodnoty maximálních sil pro modely s rozdílnými délkami zářezů (naměřenou 3D skenerem a nominální hodnotou) jsou nižší ve srovnání s experimentálními měřeními. Tento výsledek by mohl naznačit, že mezi ITZ a inkluzí existuje nějaká, byť minimální adheze, která je výsledkem kohezivních sil. Nicméně, z izoploch hlavního plastického přetvoření je zřejmé, že dojde k rozsáhlému zplastizování okolí zářezu, což je z praktických důvodů vysoce nepravděpodobné. Tato skutečnost je podpořena i nižší strmostí F – δ diagramu vyjadřující tuhost tělesa ve srovnání s experimentálními daty.

Z tohoto důvodu bylo analyzováno i těleso s otvorem, u kterého bylo dosaženo podobných výsledků. Výsledky analýzy tělesa s otvorem tedy opět nekořespondovaly s experimentálními měřeními. Vzhledem k velké plastifikaci plochy mezi zářezem a otvorem dochází k výrazné redukci F_{\max} ve srovnání s experimentálně zjištěnými hodnotami F_{\max} . Nereálnost této rozsáhlé plastifikace je dána i nižší strmostí vzešupné větve F – δ diagramu získaného ze simulací v porovnání s experimentálně naměřenými daty, která vyjadřují pokles tuhosti v důsledku plastifikace.

Důvodem rozdílnosti výsledků pro těleso s inkluzí/otvorem ve srovnání s expe-

rimentálními daty je uvažování izotropního materiálu v celém objemu. Vzhledem k malé vzdálenosti mezi zářezem a vrcholem inkluze je otázkou, zda je uvažování lomově mechanických parametrů matrice správné. Zde je vhodné poukázat na rozdílnost v charakteristické délce (vstupující do kohezivních modelů) [70] pro jednotlivé materiály. Sluší se zde rovněž uvést, že dle [69] je délka lomové procesní zóny přímo úměrná charakteristické délce (viz Rov. 4.40):

$$l_{\text{FPZ}} = 0,4 \cdot l_{\text{ch}}, \quad (4.40)$$

kde l_{FPZ} je délka lomové procesní zóny a l_{ch} charakteristická délka. Charakteristická délka pro cementovou pastu je cca 10–20ti-násobně menší než charakterická délka pro matrici, přičemž charakterická délka matrice je v řádech desítek až stovek milimetrů (v závislosti na velikosti kameniva) [18, 49, 69]. Vzhledem k hodnotám l_{ch} pro matrici je zřejmé, že by ve výpočtu mělo být uvažováno s parametry cementové pasty, které jsou ovšem výrazně nižší ve srovnání s matricí [32, 197]. Rovněž neložální parametry, které s charakteristickou délkou trhliny souvisejí, budou nabývat jiných hodnot.

Dílčí závěry

Ukazuje se, že na lomové chování cementových kompozitů nemají přímý vliv vlastnosti ITZ, ale adheze mezi ITZ a inkluzí. K tomuto závěru autor dospěl na základě vypočteného směru šíření trhliny v tělese s inkluzí a ITZ. Rovněž se ukazuje, že adheze je výsledkem nejen tření, ale i chemické vazby v důsledku Van der Waalsových sil, viz kapitola 2.1. Tyto výsledky jsou v dobré korelaci s předchozími výsledky získanými v SW ATENA, který ovšem využívá odlišný přístup k analýze chování cementových kompozitů.

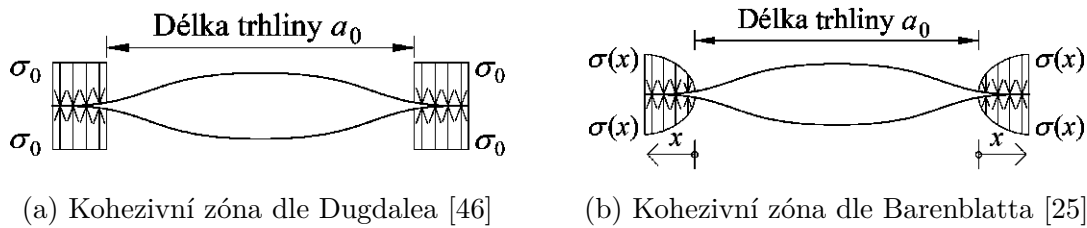
Z výsledků numerických simulací vyplývá, že Microplane model věrně vystihuje chování referenčních těles, u nichž je splněno kritérium charakteristické délky. Oproti tomu u těles s inkluzí, případně otvorem, u nichž je vzdálenost mezi vrcholem zářezu a inkluze menší než charakteristická délka, dochází ke zkreslení výsledků z důvodu rozdílných lomově mechanických parametrů matrice a cementové pasty. Výše uvedené nicméně není chybou materiálového modelu, ale chybných okrajových podmínek, zejména předpokladu izotropního a homogenního kontinua v případě, kdy je charakteristická délka materiálu větší než klíčový rozměr tělesa (v tomto případě vzdálenost zářezu a vrcholu inkluze). Pro tyto případy by bylo vhodnější využít např. metody náhodných polí (viz např. [65, 110]), lattice modelů (viz např. [50, 97]) nebo částicových modelů (viz např. [81, 144]) umožňujících na základě pravděpodobnostních přístupů vygenerovat rozložení zrn kameniva a cementové pasty v okolí zářezu a vrcholu inkluze.

Modely určené pro simulaci rozhraní

4.4 Kohezivní model

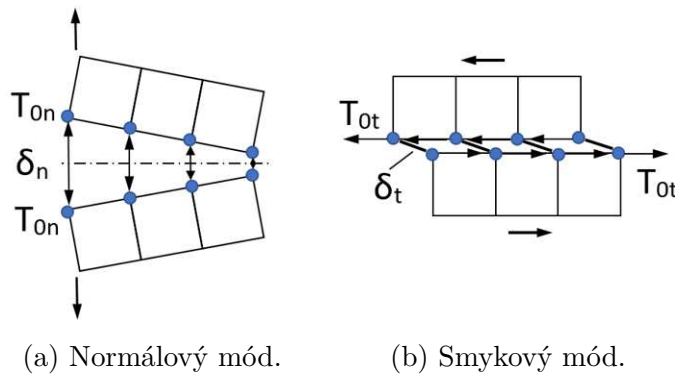
4.4.1 Teorie

Koncept kohezivní zóny, který jako první popsal Dugdale [46] a Barenblatt [25], považuje růst trhliny za postupný jev, při kterém dochází ke vzájemnému oddělení dvou sousedních virtuálních povrchů (kohezivní zóna) vytvořených prodloužením trhliny. Tomuto růstu brání přítomnost kohezivních sil působících na těchto virtuálních površích [78], viz Obr. 4.78.



Obr. 4.78: Podstata kohezivního modelu dle [138].

Podobně jako v případě módu namáhání v lineární elastické lomové mechanice i zde rozeznáváme módy separace (Obr. 4.79) – normálový δ_n a tangenciální (smykový) δ_t .



Obr. 4.79: Separace módů dle [138].

Kohezivní model (CZM) sestává z konstitutivního vztahu mezi trakcí T (napětím působícím na rozhraní) a odpovídající delaminací rozhraní δ reprezentující změnu posunutí uvnitř kohezivních prvků. Kohezivní prvek havaruje tehdy, dosáhne-li separace kritické hodnoty pro daný materiál – δ_0 . V tomto případě je napětí rovno 0. Dalším parametrem modelu je koheze T_0 .

Exponenciální formulace materiálového modelu

Kohezivní energie $\Gamma(\delta)$, někdy také nazývána povrchový potenciál, je základním prvkem exponenciální formy CZM modelu [191] využívaného v SW ANSYS [5] pro simulaci chování rozhraní:

$$\Gamma(\delta) = eT_0\bar{\delta}_n \left[1 - (1 + \Delta_n)e^{-\Delta_n}e^{-\Delta_t^2} \right], \quad (4.41)$$

kde $\bar{\delta}_n$ je otevření trhliny při dosažení normálové pevnosti ($\delta_t = 0$),

$\bar{\delta}_t$ je smykové porušení při dosažení smykové pevnosti ($\delta_t = \frac{\sqrt{2}}{2}\bar{\delta}_t$),

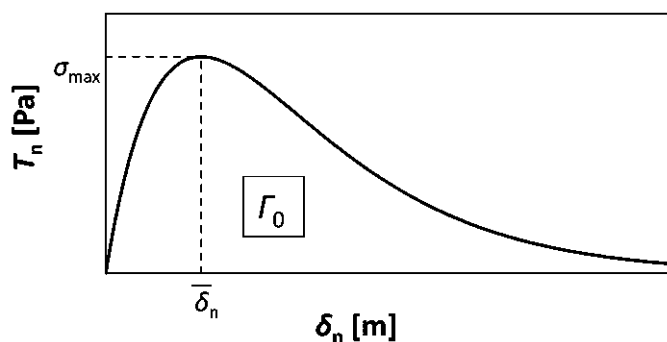
$\Delta_n = \frac{\delta_n}{\bar{\delta}_n}$ vyjadřuje poměr aktuálního otevření ku maximálnímu otevření (v tahu),

$\Delta_t = \frac{\delta_t}{\bar{\delta}_t}$ vyjadřuje poměr aktuálního porušení ku maximálnímu porušení (ve smyku).

Normálové napětí se vypočte dle Rov. 4.42 jako

$$T_n = e\sigma_{\max}\Delta_n e^{-\Delta_n}e^{-\Delta_t^2} \quad (4.42)$$

Výše uvedené vzorce lze prezentovat na Obr. 4.80.



Obr. 4.80: Exponenciální průběh normálového napětí.

Materiálové parametry exponenciální formy kohezivního modelu [5] jsou uvedeny v Tab. 4.13.

Tab. 4.13: Parametry exponenciální formy kohezivního modelu.

σ_{\max}	maximální normálové napětí na rozhraní [Pa],
$\bar{\delta}_n$	otevření trhliny při dosažení maximální normálové pevnosti [m],
$\bar{\delta}_t$	smykové porušení při dosažení maximální smykové pevnosti [m].

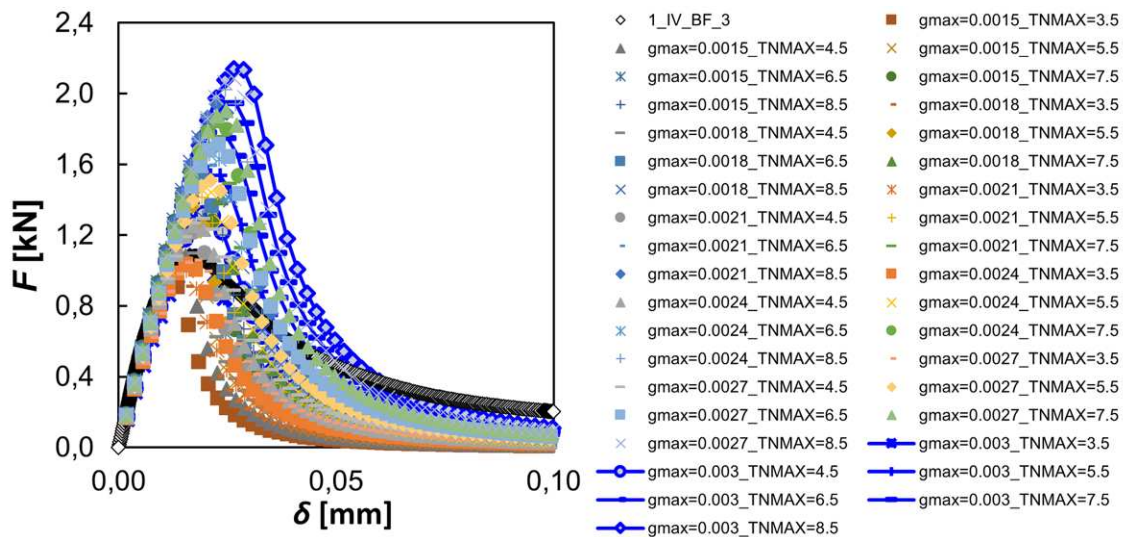
4.4.2 Numerický model

Geometrie modelu je stejná jako v případě GMTS modelu, pouze již není vytvořena jemná síť okolo potenciálních koncentrátorů napětí (vrchol trhliny a inkluze). Pro simulaci rozhraní byly využity speciální čtyřuzlové prvky INTER202, které umožňují modelovat delaminaci [5]. V případě modelu pro alternativní šíření trhliny z levého rohu inkluze, byl zvolen směr šíření 85° od vodorovné osy dle výsledků GMTS modelu.

4.4.3 Výsledky

Referenční těleso

Vzhledem k neznalosti materiálových parametrů byly provedeny simulace lomového chování referenčních těles pro různé kombinace hodnot materiálových parametrů σ_{\max} (ozn. v grafu TNMAX) a $\bar{\delta}_n$ (ozn. gmax), viz Obr. 4.81.

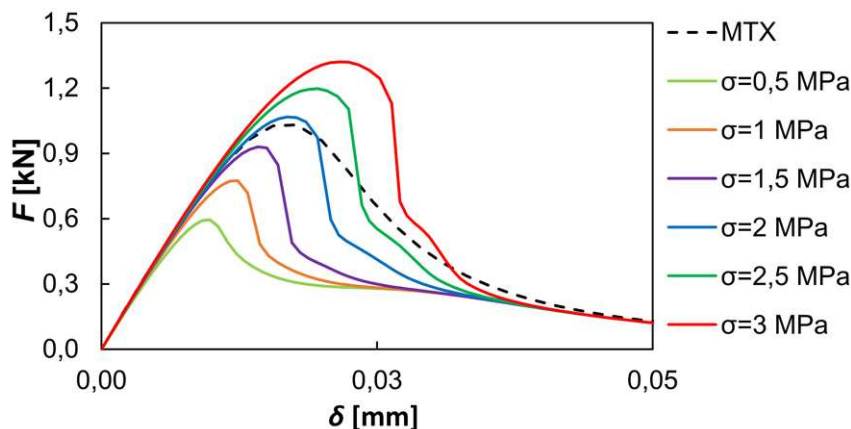


Obr. 4.81: Vypočtené F - δ diagramy referenčního tělesa – parametrická studie.

Na základě těchto simulací byly nalezeny parametry materiálového modelu – $\bar{\delta}_n = 0,0027$ mm a $\sigma_{\max} = 3,4$ MPa, což koresponduje s hodnotami uvedenými v [123, 138, 191]. Vzhledem k tomu, že parametr $\bar{\delta}_t$ nelze ze simulace zkoušky tříbodovým ohybem určit, bude v následujících simulacích odhadnut jako maximálně 1,5 násobek $\bar{\delta}_n$, viz např. [138, 191].

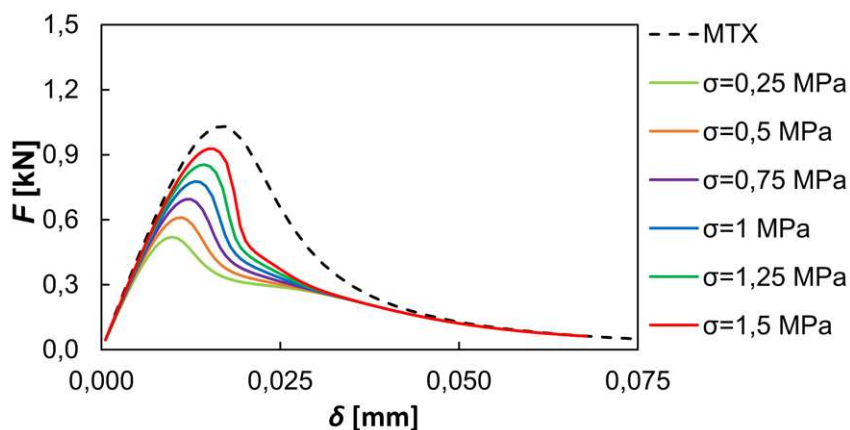
Těleso s inkluzí – šíření trhliny po rozhraní

F - δ diagram tělesa s ocelovou inkluzí a ITZ je uveden na Obr. 4.82 pro různé hodnoty adheze rozhraní (ozn. σ) a referenční těleso (ozn. MTX). Je zřejmé, že hodnota $F_{\max} \approx 1,3$ kN, což koresponduje s výsledky simulací všech materiálových modelů uvedených v kapitole 4.



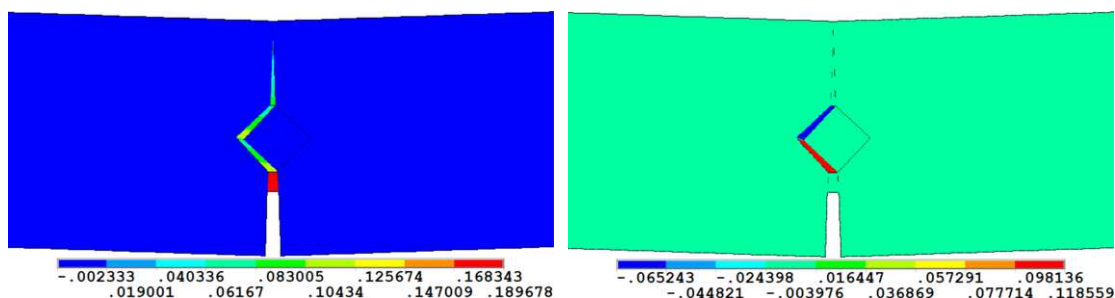
Obr. 4.82: Vypočtený F - δ diagram tělesa s inkluzí s ITZ.

Nicméně, hodnoty F_{\max} v grafu 4.82 dosahují výrazně vyšších hodnot než ve skutečnosti (viz oddíl 3.1.5). Z tohoto důvodu byly provedeny numerické simulace pro nižší hodnoty adheze σ_{\max} dle Tab. 2.1 pro hladký povrch. Výsledné F - δ diagramy tělesa s ocelovou inkluzí, ITZ a pro zvolené parametry adheze lze nalézt v grafu 4.83.



Obr. 4.83: Vypočtený F - δ diagram tělesa s inkluzí s ITZ – hladký povrch.

Izoplochy normálové a smykové delaminace lze nalézt na Obr. 4.84a a Obr. 4.84b. Je zřejmé, že smyková delaminace se uplatní jen v oblasti rozhraní inkluze-ITZ, což se dalo očekávat. V matici dochází pouze k normálové delaminaci.

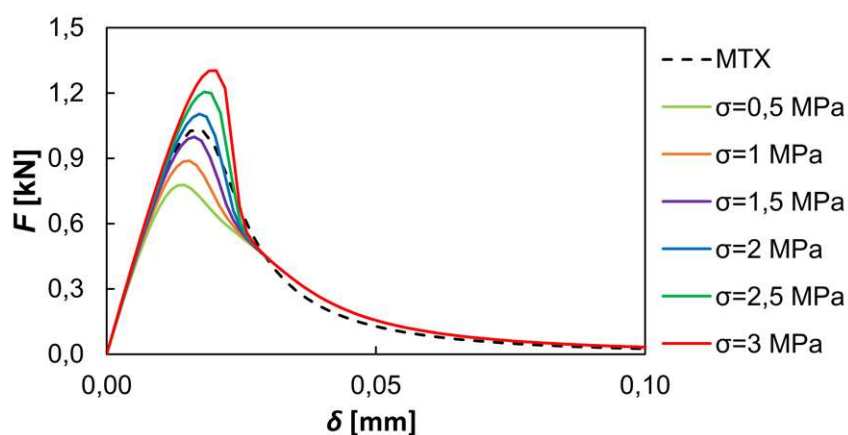


(a) Izoplochy normálové separace rozhraní. (b) Izoplochy smykové separace rozhraní.

Obr. 4.84: Izoplochy separace rozhraní [mm].

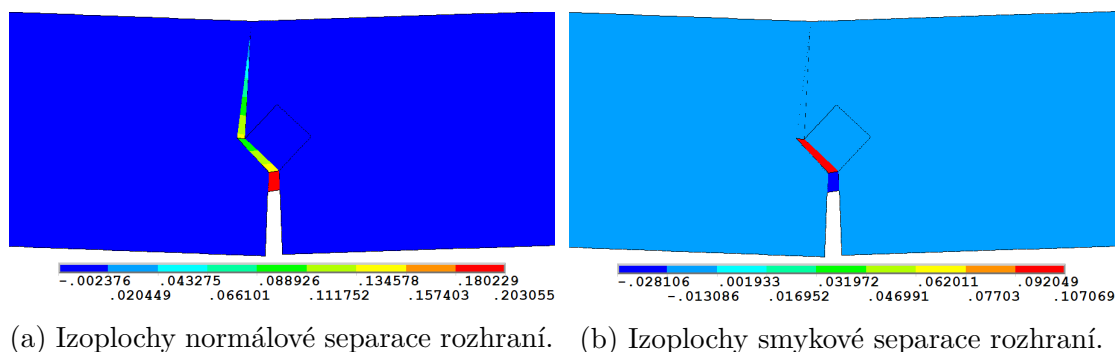
Těleso s inkluzí – alternativní směr šíření trhliny

F - δ diagram tělesa s ocelovou inkluzí a ITZ je uveden na Obr. 4.85 pro různé hodnoty adheze rozhraní (ozn. σ) a referenční těleso (ozn. MTX). Hodnota $F_{\max} \approx 1,3$ kN rovněž koresponduje s výsledky simulací všech materiálových modelů uvedených v kapitole 4.



Obr. 4.85: Vypočtený F - δ diagram tělesa s inkluzí.

Izoplochy normálové a smykové delaminace lze nalézt na Obr. 4.86a a Obr. 4.86b. Je zřejmé, že smyková delaminace se uplatní v oblasti rozhraní inkluze-ITZ a od koncentrátoru napětí po spodní vrchol inkluze. V matrici od levého vrcholu inkluze již dochází pouze k normálové delaminaci, což se očekávalo.

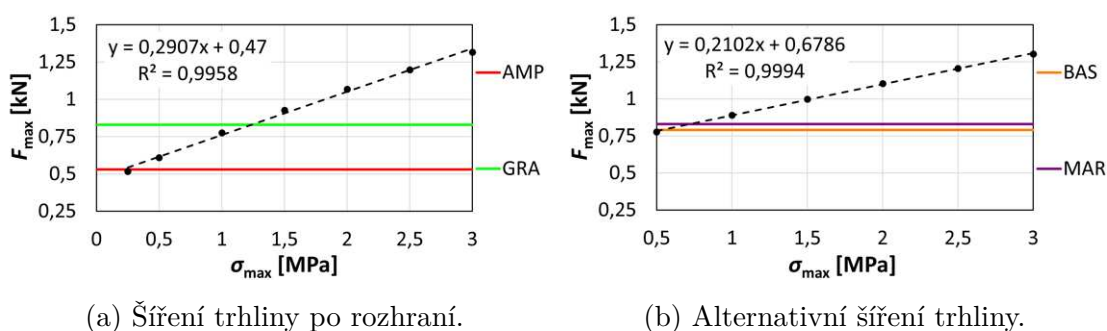


Obr. 4.86: Izoplochy separace rozhraní [mm].

Diskuze

Na základě provedených simulací referenčního tělesa byly zjištěny parametry exponenciální formy kohezivního modelu, které byly ověřeny s dostupnou literaturou [123, 138, 191]. Mimo to je možné konstatovat, že se vzrůstající hodnotou adheze σ_{\max} dochází k prodloužení vzestupné větve $F-\delta$ diagramu, zatímco se vzrůstající hodnotou $\bar{\delta}_n$ dochází primárně k nárůstu průhybu δ ($F-\delta$ diagram se „roztahuje“).

Diagramy maximální síly F_{\max} v závislosti na hodnotě adheze rozhraní σ_{\max} mezi inkluzí a matricí/ITZ získané z výsledků numerických simulací lze nalézt na Obr. 4.87a pro šíření trhliny po rozhraní, resp. na Obr. 4.87b pro alternativní šíření trhliny. Je zřejmé, že existuje přibližně lineární závislost mezi F_{\max} a σ_{\max} , přičemž vyšších hodnot je dosaženo pro případ alternativního šíření trhliny. Oproti tomu se ukázalo, že v případě šíření trhliny po rozhraní až do horního vrcholu inkluze má změna σ_{\max} větší vliv než pro případ alternativního šíření.

Obr. 4.87: Diagram závislosti síly F_{\max} na hodnotě adheze σ_{\max} doplněný o průměrné hodnoty F_{\max} získané experimentálně pro dané materiály inkluze.

Exponenciální forma CZM modelu není jedinou. Někteří autoři (např. [51, 57, 113]) naopak uvádějí, že pro cementové kompozity nebo horniny se jeví jako příznivější volba obecný bilineární diagram. Forem CZM modelu existuje celá řada,

viz přehled např. v článku [124], nicméně tyto modely jsou více či méně náročné na stanovení hodnot parametrů modelu. Z tohoto důvodu bylo v této práci využito exponenciální formy CZM modelu, která se jeví jako nejjednodušší pro odhad hodnot jeho parametrů.

Dílčí závěry

V tomto oddílu byl představen vliv adheze mezi inkluzí a matricí/ITZ na lomové chování zkušebních těles. Nejprve bylo analyzováno referenční těleso pro získání parametrů CZM modelu matrice. Následně byly vytvořeny dva modely tělesa s inkluzí podle experimentálně sledovaného směru šíření trhliny. Z výsledků numerických simulací je zřejmé, že vliv adheze je nezanedbatelný a závislost maximálního zatížení na hodnotě adheze je roustoucí a přibližně lineární. Na základě grafů závislosti maximální síly F_{\max} na hodnotě adheze σ_{\max} je možné ze znalosti pozorovaného šíření trhliny a průměrných hodnot maximálních sil získaných experimentálně odhadnout hodnoty adheze pro rozhraní mezi vybranými inkluzemi a matricí/ITZ, viz Tab. 4.14. U těles s žulovou inkluzí (ozn. GRA) jsou uvedeny dvě hodnoty, přičemž první je stanovena z alternativního šíření trhliny a druhá z šíření trhliny po rozhraní, jelikož ve skutečnosti se trhlina šířila částečně po rozhraní a následně do matrice. Odhadovaná hodnota adheze se tedy nachází mezi těmito dvěma hodnotami.

Tab. 4.14: Odhadnuté hodnoty adheze mezi inkluzí a matricí/ITZ pro materiály inkluze.

	AMP	BAS	GRA	MAR
σ_{\max} [MPa]	0,21	0,53	0,72/1,24	0,72

Hodnoty adheze odpovídají kategorii hladkého povrchu dle Tab. 2.1, což souhlasí s realitou i publikovanými výsledky [113]. Obecně lze říci, že vlivem nedokonalé adheze mezi inkluzí a matricí/ITZ dochází k redukci únosnosti zkušebních těles. Tyto poznatky jsou v souladu s předchozími numerickými simulacemi provedenými v této kapitole.

5 ZÁVĚR

Cíle formulované v úvodu disertační práce byly splněny. Dosažené výsledky přispívají k hlubšímu poznání vlivu rozhraní matrice–plnivo na lomové chování cementových kompozitů. V průběhu práce jsou vždy dosažené výsledky diskutovány a následně vyvozeny dílčí závěry. Veškeré výsledky jsou prezentovány pomocí přehledných grafů a tabulek.

V experimentální části práce jsou představeny výsledky lomových zkoušek a jejich vyhodnocení dle modelu efektivní délky trhliny se zapojením metody 3D skenování pro detailnější stanovení ploch ligamentů vstupujících do vyhodnocení lomové energie. Z výsledků je zřejmé, že u těles s inkluzí dochází k redukci maximálního zatížení, což je způsobeno existencí přechodové oblasti (ITZ) a její nedokonalé adheze s inkluzí. Tvrzení o nedokonalé adhezi je podpořeno snímkem mikrostruktury rozhraní, které byly pořízeny pomocí rastrovacího elektronového mikroskopu. Dále je prokázána existence přechodové oblasti nanoindentačními měřeními. V rámci disertační práce byly rovněž studovány vlivy přípravy koncentrátorů napětí a stáří těles na lomové chování cementového kompozitu s inkluzí. Ukázalo se, že příprava koncentrátoru napětí pomocí diamantového kotouče pily vede, na rozdíl od vodního paprsku, k většímu změkčení materiálu v dané oblasti. Stáří těles hraje velkou roli v pokročilé hydrataci produktů v přechodové oblasti, což bylo potvrzeno chemickou analýzou pomocí energiově disperzní spektrometrie a nanoindentačními měřeními těles s ocelovou inkluzí ve stáří cca 3 roky. V závěru této části je studován a diskutován vliv chemického složení a lomově mechanických vlastností materiálů inkluze na lomové chování zkušebních těles.

V numerické části jsou představeny výsledky čtyř materiálových modelů, které jsou v každém oddílu diskutovány a z nich vyvozeny dílčí závěry. Ukázalo se, že všechny čtyři modely potvrzují stejnou skutečnost a to, že hodnoty únosnosti tělesa s inkluzí jsou v případě dokonalé adheze a bez existence ITZ mnohonásobně vyšší než experimentálně zjištěné. Rovněž se ukázalo, že vliv lomově mechanických vlastností ITZ je menší, než se předpokládalo, zatímco nejvýraznější vliv na hodnotu únosnosti má hodnota adheze mezi matricí, potažmo ITZ, a inkluzí. Nicméně adheze přímo souvisí s formováním přechodové oblasti, a tudíž je možné považovat přechodovou oblast (ITZ) za nejslabší článek cementových kompozitů.

CURRICULUM VITAE

Osobní informace

Jméno a příjmení: Ing. Michal Vyhlídal
 Datum a místo narození: 14. 03. 1993, Přerov
 Adresa trvalého bydliště: Husova 779, 752 01 Kojetín

Vzdělání

Od 02/2018 Doktorské studium	<i>Škola:</i> Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební. <i>Obor:</i> Konstrukce a dopravní stavby <i>Zaměření:</i> Stavební mechanika <i>Vedoucí:</i> prof. Ing. Zbyněk Keršner, CSc. <i>Specialista:</i> doc. Ing. Jan Klusák, Ph.D.
09/2016–02/2018 Magisterské studium Prospěl s vyznamenáním	<i>Škola:</i> Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební. <i>Obor:</i> Konstrukce a dopravní stavby <i>Zaměření:</i> Stavební mechanika <i>Vedoucí:</i> prof. Ing. Zbyněk Keršner, CSc. <i>Specialista:</i> doc. Ing. Jan Klusák, Ph.D.
09/2012–06/2016 Bakalářské studium Prospěl s vyznamenáním	<i>Škola:</i> Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební. <i>Obor:</i> Konstrukce a dopravní stavby <i>Zaměření:</i> Stavební mechanika <i>Vedoucí:</i> prof. Ing. Zbyněk Keršner, CSc. <i>Specialista:</i> doc. Ing. Jan Klusák, Ph.D.
09/2008–06/2012 Prospěl s vyznamenáním	<i>Škola:</i> Střední průmyslová škola stavební, Lipník n. B. <i>Obor:</i> Pozemní stavitelství

Ocenění

02/2018 Cena rektora VUT v Brně
02/2018 Uznání děkana FAST VUT za vynikající studijní výsledky
09/2017 Medaile Signum Prosperitatis
06/2016 Uznání děkana FAST VUT za vynikající studijní výsledky
06/2012 Cena Čestmíra Sehnala pro nejlepší maturanty

Zaměstnání

od 10/2019

DT – Výhybkárna a strojírna, a. s.

Kojetínská 4750/6, 796 01 Prostějov

Oddělení: *Výzkum a vývoj*

Pozice: *Výzkumný, vývojový pracovník*

02/2018–12/2018

Akademie věd České republiky, v. v. i.

Ústav fyziky materiálů,

Žižkova 513/22, 616 00 Brno

Oddělení: *Skupina vysoko-cyklové únavy*

Pozice: *Doktorand*

10/2016–12/2019

Vysoké učení technické v Brně,

Fakulta stavební, Ústav stavební mechaniky

Veveří 331/95, 602 00 Brno

Pozice: *Člen řešitelských týmů*

Výzkumné aktivity

Mezi výzkumné aktivity autora patří především lomová mechanika se zaměřením na lomovou mechaniku rozhraní. Dále se autor zabývá studiem lomově mechanických vlastností přechodové vrstvy v cementových kompozitech a jejich vlivu na chování cementových kompozitů.

h-index WoS / Scopus: 1/3

Výzkumné projekty

Projekty juniorského specifického výzkumu

2022 <i>FAST-J-22-8038</i>	Analýza lomové odezvy zkušebních těles z jemnozrnného cementového kompozitu s akcentem na vliv mineralogického složení ITZ v okolí horninové inkluze a způsobu přípravy koncentrátoru napětí
2021 <i>FAST-J-21-7497</i>	Využití Microplane modelu k analýze chování cementových kompozitů
2020 <i>FAST-J-20-6532</i>	Využití pokročilých materiálových modelů k modelování rozhraní matrice–inkluze
2019 <i>FAST-J-19-6079</i>	Kvantifikace vlivu adheze rozhraní inkluze–matrice na lomovou odezvu zkušebních těles
2018 <i>FAST-J-18-5355</i>	Analýza vlivu rozhraní inkluze–matrice na lomové chování vybraných cementových kompozitů

Účast v ostatních projektech

od 08/2020 <i>CK01000091</i>	Výhybka 4.0 Poskytovatel: <i>Technologická agentura ČR</i>
03/2019–12/2019 <i>ATCZ190</i>	Advanced analysis of existing reinforced and prestressed concrete bridges
01/2019–12/2019 <i>LO1408</i>	AdMaS UP – Advanced materials, structures and technologies Skupina: <i>Matematické modelování</i>
01/2017–12/2017 <i>FAST-S-17-4304</i>	Odezva betonových těles/konstrukcí zatížených/poškozených požárem
10/2016–12/2018 <i>GA16-18702S</i>	Problematika porušování v blízkosti rozhraní plniva a matrice kompozitů na silikátové bázi

Studijní pobyty v zahraničí

7. 8.–15. 8. 2021	University of Malaga Málaga, Spain
21. 7.–28. 7. 2019	ZAG – Slovenian National Building and Civil Engineering Institute Ljubljana, Slovenia
25. 8.–1. 9. 2018	Universidad de Sevilla Escuela Técnica Superior de Ingeniería Sevilla, Spain

LITERATURA

- [1] Adámek, J.: *Stavební látky, M03: Beton*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, první vydání, 2006.
- [2] Akoglu, H.: User's guide to correlation coefficients. *Turkish Journal of Emergency Medicine*, ročník 18, č. 3, 2018: s. 91–93, ISSN 24522473, DOI:10.1016/j.tjem.2018.08.001.
- [3] Anderson, T. L.: *Fracture mechanics: Fundamentals and Applications*. Boca Raton: CRC Press, třetí vydání, 2011, ISBN 978-1-4200-5821-5.
- [4] ANSYS ©Academic Research Mechanical, Release 2021 R2.
- [5] ANSYS ©Academic Research Mechanical, Release 2021 R2, Material Reference, ANSYS, Inc.
- [6] Asuero, A. G.; Sayago, A.; González, A. G.: The Correlation Coefficient. *Critical Reviews in Analytical Chemistry*, ročník 36, č. 1, 2007-01-12: s. 41–59, ISSN 1040-8347, DOI:10.1080/10408340500526766.
- [7] Aitcin, P.-C.: *Vysokohodnotný beton*. Praha: ČKAIT, 2005, ISBN 80-867-6939-9.
- [8] Bažant, Z. P.: Imbricate Continuum and its Variational Derivation. *Journal of Engineering Mechanics*, ročník 110, č. 12, 1984: s. 1693–1712, DOI:10.1061/(ASCE)0733-9399(1984)110:12(1693).
- [9] Bažant, Z. P.; Cedolin, L.: *Stability of Structures*. Singapore: World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., třetí vydání, 2010, ISBN 978-981-4317-03-0.
- [10] Bažant, Z. P.; Gambarova, P. G.: Crack Shear in Concrete: Crack Band Microplane Model. *Journal of Structural Engineering*, ročník 110, č. 9, 1984: s. 2015–2035, DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1984)110:9(2015).
- [11] Bažant, Z. P.; Ožbolt, J.: Nonlocal Microplane Model for Fracture, Damage, and Size Effect in Structures. *Journal of Engineering Mechanics*, ročník 116, č. 11, 1990: s. 2485–2505, DOI:10.1061/(ASCE)0733-9399(1990)116:11(2485).
- [12] Bažant, Z. P.; Ožbolt, J.: Compression Failure of Quasibrittle Material: Nonlocal Microplane Model. *Journal of Engineering Mechanics*, ročník 118, č. 3, 1992: s. 540–556, DOI:10.1061/(ASCE)0733-9399(1992)118:3(540).
- [13] Bažant, Z. P.; Oh, B. H.: Crack band theory for fracture of concrete. *Matériaux et Constructions*, ročník 16, č. 3, 1983: s. 155–177, ISSN 0025-5432, DOI:10.1007/BF02486267.
- [14] Bažant, Z. P.; Oh, B. H.: Microplane Model for Progressive Fracture of Concrete and Rock. *Journal of Engineering Mechanics*, ročník 111, č. 4, 1985: s. 559–582, DOI:10.1061/(ASCE)0733-9399(1985)111:4(559).
- [15] Bažant, Z. P.; Pijaudier-Cabot, G.: Measurement of Characteristic Length of Nonlocal Continuum. *Journal of Engineering Mechanics*, ročník 115, č. 4, 1989: s. 755–767, ISSN 0733-9399, DOI:10.1061/(ASCE)0733-9399(1989)115:4(755).
- [16] Bažant, Z. P.; Prat, P. C.: Microplane Model for Brittle-Plastic Material: I. Theory. *Journal of Engineering Mechanics*, ročník 114, č. 10, 1988: s. 1672–1688, DOI:10.1061/(ASCE)0733-9399(1988)114:10(1672).

- [17] Bažant, Z. P.; Xiang, Y.; Adley, M. D.; aj.: Microplane Model for Concrete: II: Data Delocalization and Verification. *Journal of Engineering Mechanics*, ročník 122, č. 3, 1996: s. 255–262, DOI:10.1061/(ASCE)0733-9399(1996)122:3(255).
- [18] Bache, H. H.: Fracture mechanics in integrated design of new, ultra-strong materials and structures. In *Fracture Mechanics of Concrete Structures*, London: Chapman and Hall, 1989, s. 382–397.
- [19] Baker, M.; Singhvi, A.; Mazzei, P.: Engineer Warned of ‘Major Structural Damage’ at Florida Condo Complex. *The New York Times*, ročník 26, č. 06, 2021, ISSN 0362-4331.
- [20] Banks-Sills, L.: Application of the Finite Element Method to Linear Elastic Fracture Mechanics. *Applied Mechanics Reviews*, ročník 44, č. 10, 1991: s. 447–461, ISSN 0003-6900, DOI:10.1115/1.3119488.
- [21] Banks-Sills, L.: Update. *Applied Mechanics Reviews*, ročník 63, č. 2, 2010: s. 1–17, ISSN 0003-6900, DOI:10.1115/1.4000798.
- [22] Banks-Sills, L.: *Interface Fracture and Delaminations in Composite Materials*. Cham, Switzerland: Springer, první vydání, 2017, ISBN 978-3-319-60327-8.
- [23] Banks-Sills, L.; Ashkenazi, D.: *International Journal of Fracture*, ročník 103, č. 2, 2000: s. 177–188, ISSN 03769429, DOI:10.1023/A:1007612613338.
- [24] Banks-Sills, L.; Bortman, Y.: Reappraisal of the quarter-point quadrilateral element in linear elastic fracture mechanics. *International Journal of Fracture*, ročník 25, č. 3, 1984: s. 169–180, ISSN 0376-9429, DOI:10.1007/BF01140835.
- [25] Barenblatt, G.: The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture. Elsevier, 1962, s. 55 – 129, DOI:10.1016/S0065-2156(08)70121-2.
- [26] Barnes, B.; Diamond, S.; Dolch, W.: The contact zone between portland cement paste and glass “aggregate” surfaces. *Cement and Concrete Research*, ročník 8, č. 2, 1978: s. 233 – 243, ISSN 0008-8846, DOI:10.1016/0008-8846(78)90012-1.
- [27] Bellégo, C. L.; Dubé, J. F.; Pijaudier-Cabot, G.; aj.: Calibration of nonlocal damage model from size effect tests. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, ročník 22, č. 1, 2003: s. 33–46, ISSN 0997-7538, DOI:10.1016/S0997-7538(02)01255-X.
- [28] Beushausen, H.; Alexander, M. G.: Bond strength development between concretes of different ages. *Magazine of Concrete Research*, ročník 60, č. 1, 2008: s. 65–74, ISSN 0024-9831, DOI:10.1680/macr.2007.00108.
- [29] Borst, R. D.: *Non-linear analysis of frictional materials*. Ph.d. thesis, Delft University of Technology, Delft, 1986.
URL <https://repository.tudelft.nl/islandora/object/uuid%3Ad52ac7f8-d56f-4e0c-ab14-455ed02fcffe>
- [30] Bourdette, B.; Ringot, E.; Ollivier, J.: Modelling of the transition zone porosity. *Cement and Concrete Research*, ročník 25, č. 4, 1995: s. 741 – 751, ISSN 0008-8846, DOI:10.1016/0008-8846(95)00064-J.

- [31] Breton, D.; Ollivier, J.; Ballivy, G.: Diffusivity of chloride ions in the transition zone between cement paste and granite. In *Interfaces between cementitious composites*, editace J. Maso, 1992.
- [32] Brown, J.; Pomeroy, C.: Fracture toughness of cement paste and mortars. *Cement and Concrete Research*, ročník 3, č. 4, 1973: s. 475–480, ISSN 0008-8846, DOI:10.1016/0008-8846(73)90085-9, special Issue on Fracture.
- [33] Bukovská, Z.; Soejono, I.; Vondrovic, L.; aj.: Characterization and 3D visualization of underground research facility for deep geological repository experiments: A case study of underground research facility Bukov, Czech Republic. *Engineering Geology*, ročník 259, 2019: str. 105186, ISSN 0013-7952, DOI:10.1016/j.enggeo.2019.105186.
- [34] Cais, J.: *Elektronová mikroskopie. Metalografie: Metodická příručka*. Praha: Centrum pro studium vysokého školství, v.v.i., první vydání, 2015, ISBN 978-80-86302-67-6.
- [35] Ciałkowska, B.; Wiśniewska, M.: Cutting with diamond saw blades non-metallic materials. *Mechanik*, ročník 90, 04 2017: s. 306–308, DOI:10.17814/mechanik.2017.4.48.
- [36] Cornetti, P.; Pugno, N.; Carpinteri, A.; aj.: Finite fracture mechanics. *Engineering Fracture Mechanics*, ročník 73, č. 14, 2006: s. 2021–2033, ISSN 00137944, DOI:10.1016/j.engfracmech.2006.03.010.
- [37] Červenka, J.; Červenka, V.; Laserna, S.: On crack band model in finite element analysis of concrete fracture in engineering practice. *Engineering Fracture Mechanics*, ročník 197, 2018: s. 27–47, ISSN 00137944, DOI:10.1016/j.engfracmech.2018.04.010.
- [38] Červenka, V.; Pukl, R.; Ožbolt, J.; aj.: Mesh Sensitivity Effects in Smeared Finite Element Analysis of Concrete Structures. In *Fracture Mechanics of Concrete Structures, Proceedings FRAMCOS-2*, Freiburg: AEDIFICATIO Publishers, 1995, s. 1387–1396.
- [39] ČSN 73 1373: *Nedestruktivní zkoušení betonu – Tvrdoměrné metody zkoušení betonu*. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2011.
- [40] ČSN EN ISO 14577-1: *Kovové materiály - Instrumentovaná vnikací zkouška stanovení tvrdosti a materiálových parametrů - Část 1: Zkušební metoda*. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2016.
- [41] De Rooij, M.; Bijen, J.; Frens, G.: Introduction of syneresis in cement paste. In *RILEM Second International Conference on the Interfacial Transition Zone in Cementitious Composites*, E & FN, 1998, ISBN 0 419 24310 0, s. 3–39.
- [42] Diamond, S.: Cement Paste Microstructure in Concrete. *MRS Proceedings*, ročník 85, 1986, DOI:10.1557/PROC-85-21.
- [43] Diamond, S.; Huang, J.: Interfacial Transition Zone: Reality or Myth? In *RILEM Second International Conference on the Interfacial Transition Zone in Cementitious Composites*, E & FN, 1998, ISBN 0 419 24310 0, s. 3–39.

- [44] Doležel, J.; Novák, L.; Sadílková Šomodíková, M.; aj.: Projekt ATCZ190 Safebridge: Využití pravděpodobnostních metod při analýze mostních konstrukcí. september 2020, s. 206–211.
- [45] Drucker, D. C.; Prager, W.: SOIL MECHANICS AND PLASTIC ANALYSIS OR LIMIT DESIGN. *Quarterly of Applied Mathematics*, ročník 10, č. 2, 1952: s. 157–165.
- [46] Dugdale, D.: Yielding of steel sheets containing slits. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, ročník 8, č. 2, 1960: s. 100–104, ISSN 00225096, DOI:10.1016/0022-5096(60)90013-2.
- [47] Dundurs, J.: Effect of Elastic Constants on Stress In A Composite Under Plane Deformation. *Journal of Composite Materials*, ročník 1, č. 3, 1967: s. 310–322, ISSN 0021-9983, DOI:10.1177/002199836700100306.
- [48] Dundurs, J.: Discussion. *Journal of Applied Mechanics*, ročník 36, č. 3, 1969-09-01: s. 650–652, ISSN 0021-8936, DOI:10.1115/1.3564739.
- [49] Elfgren, L.: Applications of fracture mechanics to concrete structures. In *Fracture Toughness and Fracture Energy*, Rotterdam: Balkema, 1989, ISBN 9789061919889, s. 575–590.
- [50] Eliáš, J.; Bazant, Z.: Fracturing in concrete via lattice-particle model. *Particle-Based Methods II - Fundamentals and Applications*, 01 2011: s. 306–317.
- [51] Elices, M.; Guinea, G.; Gómez, J.; aj.: The cohesive zone model. *Engineering Fracture Mechanics*, ročník 69, č. 2, 2002: s. 137–163, ISSN 00137944, DOI: 10.1016/S0013-7944(01)00083-2.
- [52] Erdogan, F.; Sih, G. C.: On the Crack Extension in Plates Under Plane Loading and Transverse Shear. *Journal of Basic Engineering*, ročník 85, č. 4, 1963: s. 519–525, ISSN 00219223, DOI:10.1115/1.3656897.
- [53] Farran, J.: Contribution mineralogique a l'etude de l'adherence entre les constituants hydrates des ciments et les materiaux enrobes. *Revue des Matiriaux de Construction*, ročník 491, 1956: s. 155 – 157.
- [54] *FIB model code for concrete structures 2010*. Berlin: Ernst, c2013, ISBN 978-3-433-03061-5.
- [55] Field, J. E.; Telling, R. H.: The Young's Modulus and Poisson Ratio of Diamond. *PCS Cavendish Laboratory*, 1999.
- [56] Frantík, P.; Průša, J.; Macur, J.; aj.: Ztráta stability při zatěžování posunem: korekce l–d diagramu. In *9. mezinárodní vědecká konference Aplikovaná mechanika 2007*, Ostrava: VŠB–TU Ostrava, 2007, ISBN 978-80-248-1389-9, s. 1–7.
- [57] Garg, P.; Pandit, B.; Hedayat, A.; aj.: An Integrated Approach for Evaluation of Linear Cohesive Zone Model's Performance in Fracturing of Rocks. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, ročník 55, č. 5, 2022: s. 2917–2936, ISSN 0723-2632, DOI: 10.1007/s00603-021-02561-5.
- [58] Gercek, H.: Poisson's Ratio Values for Rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, ročník 44, 01 2007: s. 1–13.

- [59] Goldman, A.; Bentur, A.: Effects of pozzolanic and non-reactive microfillers on the transition zone in high strength concretes. In *Interfaces in Cementitious Composites. RILEM International Conference*, editace J. Maso, E & FN Spon, October 21-23 1992, ISBN 0-419-18090-7, s. 53–61.
- [60] Goldstein, J.; Newbury, D. E.; Michael, J. R.; aj.: *Scanning electron microscopy and X-ray microanalysis*. New York: Springer, Čtvrté vydání, 2018, ISBN 978-1-4939-6674-5.
- [61] Grassl, P.; Grégoire, D.; Solano, L. R.; aj.: Meso-scale modelling of the size effect on the fracture process zone of concrete. *International Journal of Solids and Structures*, ročník 49, č. 13, 2012: s. 1818–1827, ISSN 00207683, DOI:10.1016/j.ijsolstr.2012.03.023.
- [62] Grassl, P.; Jirásek, M.: Meso-scale approach to modelling the fracture process zone of concrete subjected to uniaxial tension. *International Journal of Solids and Structures*, ročník 47, č. 7-8, 2010: s. 957–968, ISSN 00207683, DOI:10.1016/j.ijsolstr.2009.12.010.
- [63] Górecki, K. M.: Report on ITZ in mortar+steel sample by SEM EDS analysis (VUT Brno), 2023.
- [64] Griffith, A. A.: The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, ročník 221, č. 582–593, 1921: s. 163–198, ISSN 0264-3952, DOI: 10.1098/rsta.1921.0006.
- [65] Grigoriu, M.: Random field models for two-phase microstructures. *Journal of Applied Physics*, ročník 94, 10 2003: s. 3762 – 3770, DOI:10.1063/1.1600827.
- [66] Guinea, G. V.; Planas, J.; Elices, M.: Measurement of the fracture energy using three-point bend tests. *Materials and Structures*, ročník 25, č. 4, 1992: s. 212–218, ISSN 0025-5432, DOI:10.1007/BF02473065.
- [67] Hashin, Z.; Monteiro, P.: An inverse method to determine the elastic properties of the interphase between the aggregate and the cement paste. *Cement and Concrete Research*, ročník 32, č. 8, 2002: s. 1291 – 1300, ISSN 0008-8846, DOI: 10.1016/S0008-8846(02)00792-5.
- [68] Hertz, H.: Ueber die Berührung fester elastischer Körper. *Journal für die reine und angewandte Mathematik (Crelles Journal)*, ročník 1882, č. 92, 1882-01-01: s. 156–171, ISSN 0075-4102, DOI:10.1515/crll.1882.92.156.
- [69] Hillerborg, A.: Analysis of one single crack. In *Fracture Mechanics of Concrete (Developments in civil engineering)*, Amsterdam: Elsevier Science Publishers, první vydání, 1983, ISBN 0-444-42199-8, s. 223–249.
- [70] Hillerborg, A.; Modéer, M.; Petersson, P.-E.: Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and Concrete Research*, ročník 6, č. 6, 1976: s. 773–781, ISSN 0008-8846, DOI:10.1016/0008-8846(76)90007-7.

- [71] Hoduláková, M.: *Modul pružnosti přírodního kamene*. Bakalářská práce, Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, 75 s. Vedoucí práce Ing. Dalibor Kocáb, 2015.
- [72] HandySCAN 3D SILVER: *3D-Skenování* [online]. Meisenweg: AMETEK, 2021 [cit. 2022-02-06].
URL http://www.3d-skenovani.cz/wp-content/uploads/2021/03/HandySCAN3D_SILVER_Series_Brochure_EN_EMEA_20210127.pdf
- [73] Hordijk, D. A.: *Local approach to fatigue of concrete*. Ph.d. thesis, Delft University of Technology, Delft, 1991.
URL <http://resolver.tudelft.nl/uuid:fa87147b-8201-47ed-83d7-b812b09c5fbb>
- [74] Šimonová, H.; Kucharczyková, B.; Keršner, Z.: Mechanical Fracture Parameters of Extruded Polystyrene. *Key Engineering Materials*, ročník 776, 08 2018: s. 160–163, DOI:10.4028/www.scientific.net/KEM.776.160.
- [75] Irwin, G. R.: Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate. *Journal of Applied Mechanics* 24, 1957: s. 361–364.
- [76] Irwin, G. R.: Fracture. In *Elasticity and Plasticity / Elastizität und Plastizität*, Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1958, ISBN 978-3-662-42801-6, s. 551–590, DOI:10.1007/978-3-662-43081-1_5.
- [77] Janáková, I.; Horák, K.: Optické metody měření 3D objektů. *Elektrorevue: časopis pro elektrotechniku*, ročník 2005, č. 23, 2005: s. 1–16, ISSN 1213-1539.
URL <http://www.elektrorevue.cz/clanky/05023/index.html>
- [78] Jiang, H.: *Cohesive zone model for carbon nanotube adhesive simulation and fracture/fatigue crack growth*. Dissertation, University of Akron, Akron, 2010.
- [79] Jiang, H.; Zhao, J.: Calibration of the Continuous Surface Cap Model for concrete. *Finite Elements in Analysis and Design*, ročník 97, 2015: s. 1–19, ISSN 1872-6925, DOI:10.1016/j.finel.2014.12.002.
- [80] Jirásek, M.; Bažant, Z.: *Inelastic Analysis of Structures*. John Wiley & Sons, Ltd, 01 2002, ISBN 978-0-471-98716-6, 758 s.
- [81] Kaděrová, J.; Eliáš, J.: Simulations of Bending Experiments of Concrete Beams by Stochastic Discrete Model. *Key Engineering Materials*, ročník 627, 01 2015: s. 457–460, DOI:10.4028/www.scientific.net/KEM.627.457.
- [82] Karihaloo, B. L.: *Fracture Mechanics and Structural Concrete*. Essex: Longman Scientific and Technical, 1995, ISBN 0-582-21582-X.
- [83] Keršner, Z.; Pukl, R.; Novák, D.: *Nelineární lomová mechanika pro modelování prvků a konstrukcí z kvazikřehkých materiálů. Studijní opora předmětu Vybrané statiky z nosných konstrukcí budov, modul BL13-MO3*. FAST VUT v Brně, Brno, 2006.
- [84] Klusák, J.; Knésl, Z.; Náhlík, L.: Crack initiation criteria for singular stress concentrations, Part II: Stability of sharp and bi-material notches. *Engineering mechanics*, ročník 14, č. 6, 2007: str. 409–422, ISSN 1802-1484.

- [85] Klusák, J.; Krepl, O.; Profant, T.: Behaviour of a crack in a corner or at a tip of a polygon-like particle. *Procedia Structural Integrity*, ročník 2, 2016: s. 1912–1919, ISSN 24523216, DOI:10.1016/j.prostr.2016.06.240.
- [86] Klusák, J.; Krepl, O.; Profant, T.: An easy and engineering stability criterion of general singular stress concentrators. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, ročník 104, 2019, ISSN 01678442, DOI:10.1016/j.tafmec.2019.102341.
- [87] Knésl, Z.; Klusák, J.; Náhlík, L.: Crack initiation criteria for singular stress concentrations, Part I: A universal assessment of singular stress concentrations. *Engineering mechanics*, ročník 14, č. 6, 2007: s. 399–408, ISSN 1802-1484.
- [88] Kong, D.; Lei, T.; Zheng, J.; aj.: Effect and mechanism of surface-coating pozzalamics materials around aggregate on properties and ITZ microstructure of recycled aggregate concrete. *Construction and Building Materials*, ročník 24, č. 5, 2010: s. 701–708, ISSN 0950-0618, DOI:10.1016/j.conbuildmat.2009.10.038.
- [89] Kopecký, L.; Němeček, J.; Kuklík, P.; aj.: Tranzitní zóna cementového tmelu mezi polyethylen-tereftalátovou výztuží a betonem. ročník 16, 2007: s. 271–273, ISSN 1210-4027.
- [90] Kozak, M.: What is Strong Correlation? *Teaching Statistics*, ročník 31, č. 3, 2009: s. 85–86, ISSN 0141982X, DOI:10.1111/j.1467-9639.2009.00387.x.
- [91] Kubínek, R.; Šafařová, K.; Vůjtek, M.: *Elektronová mikroskopie*. Olomouc: Univerzita Palackého v Olomouci, první vydání, 2011, ISBN 978-80-244-2739-3.
- [92] Lai, M.; Ferguson, W.: Effect of specimen thickness on fracture toughness. *Engineering Fracture Mechanics*, ročník 23, č. 4, 1986: s. 649–659, ISSN 00137944, DOI: 10.1016/0013-7944(86)90112-8.
- [93] Lampropoulou, P.; Petrounias, P.; Giannakopoulou, P.; aj.: The Effect of Chemical Composition of Ultramafic and Mafic Aggregates on Their Physicomechanical Properties as well as on the Produced Concrete Strength. *Minerals*, ročník 10, č. 5, 2020, ISSN 2075-163X, DOI:10.3390/min10050406.
- [94] Lasák, P.: *E-book 100+ Praktické kódy Excel VBA*. 2021 vydání, 2021.
URL <https://office.lasakovi.com/excel/vba-tahak/e-book-Excel-VBA-prakticke-kody/Ebook-VBA-prakticke-kody-Pavel-Lasak.pdf>
- [95] Leguillon, D.: Strength or toughness? A criterion for crack onset at a notch. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, ročník 21, č. 1, 2002: s. 61–72, ISSN 0997-7538, DOI:10.1016/S0997-7538(01)01184-6.
- [96] Liao, Y.; Li, Y.; Huang, M.; aj.: Effect of hole relative size and position on crack deflection angle of repaired structure. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, ročník 101, 2019: s. 92–102, ISSN 0167-8442, DOI:10.1016/j.tafmec.2019.02.010.
- [97] Liu, J. X.; Sayed, T. E.: On the Load–Unload (L–U) and Force–Release (F–R) Algorithms for Simulating Brittle Fracture Processes via Lattice Models. *International Journal of Damage Mechanics*, ročník 21, č. 7, 2012: s. 960–988, ISSN 1056-7895, DOI:10.1177/1056789511424585.

- [98] Lopez-Crespo, C.; Cruces, A. S.; Seitzl, S.; aj.: Estimation of the Plastic Zone in Fatigue via Micro-Indentation. *Materials*, ročník 14, č. 19, 2021, ISSN 1996-1944, DOI:10.3390/ma14195885.
- [99] Loukota, R.: Kdo opravdu může za pád trojské lávky? Soud začal... *Zprávy a informace ČKAIT*, ročník 2020, č. 5, 2020: s. 3–5.
- [100] Lundgren, K.: *Three-Dimensional Modelling of Bond in Reinforced Concrete*. Phd thesis, Department of Structural Engineering, Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden, 1999.
- [101] Malíková, L.; Vavro, L.; Vavro, M.; aj.: Evaluation of fracture response of Silesian granite specimens via Effective Crack Model approach and finite element analysis. *Procedia Structural Integrity*, ročník 23, 01 2019: s. 487–492, DOI:10.1016/j.prostr.2020.01.133.
- [102] Malyshev, B. M.; Salganik, R. L.: The strength of adhesive joints using the theory of cracks. *International Journal of Fracture Mechanics*, ročník 1-1, č. 2, 1965: s. 114–128, ISSN 0020-7268, DOI:10.1007/BF00186749.
- [103] Mattioli, G.: What caused the Genoa bridge collapse – and the end of an Italian national myth? *The Guardian*, ročník 2019, č. 2, 2019, ISSN 0261-3077.
- [104] McLeish, T.; Plummer, C.; Donald, A.: Craze by disentanglement: non-diffusive reptation. *Polymer*, ročník 30, č. 9, 1989: s. 1651–1655, ISSN 0032-3861, DOI:10.1016/0032-3861(89)90325-X.
- [105] Medřický, R.; Keller, P.: 3D skenery pro použití v průmyslu. *AUTOMA: časopis pro automatizační techniku*, ročník 12, 2015: s. 34–37.
- [106] MENÉTREY, P.; Willam, K. J.: Triaxial failure criterion for concrete and its generalization. *ACI Structural Journal*, ročník 92, č. 3, 1995: s. 311–318, ISSN 0889-3241.
- [107] Šmiřák, S.: *Pružnost a plasticita I*. Brno: Akademické nakladatelství CERM, třetí vydání, 2006, ISBN 80-720-4468-0.
- [108] Miller, R. K.: *Waterjet cutting: Technology and industrial applications*. United States: Fairmont Press, 1990, ISBN 978-0-8817-3068-5.
- [109] Mondal, P.; Shah, S. P.; Marks, L. D.: Nanomechanical Properties of Interfacial Transition Zone in Concrete. In *Nanotechnology in Construction 3*, Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2009, ISBN 978-3-642-00979-2, s. 315–320, DOI: 10.1007/978-3-642-00980-8_42.
- [110] Most, T.; Bucher, C.: Probabilistic analysis of concrete cracking using neural networks and random fields. *Probabilistic Engineering Mechanics*, ročník 22, č. 2, 2007: s. 219–229, ISSN 0266-8920, DOI:10.1016/j.probengmech.2006.11.001.
- [111] Muskhelishvili, N.: *Some Basic Problems of the Mathematical Theory of Elasticity*. Dordrecht: Springer, první vydání, 1977, ISBN 978-90-481-8245-9.
- [112] Nallathambi, P.; Karihaloo, B. L.: Determination of specimen-size independent fracture toughness of plain concrete. *Magazine of Concrete Research*, ročník 38, č. 135, 1986: s. 67–76, ISSN 0024-9831, DOI:10.1680/mac.1986.38.135.67.

- [113] Nesrine, S.; Mouad, J.; Etienne, M.; aj.: Identification of a cohesive zone model for cement paste-aggregate interface in a shear test. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, ročník 27, č. 6, 2023-04-26: s. 2288–2302, ISSN 1964-8189, DOI:10.1080/19648189.2019.1623082.
- [114] Nevalainen, M.; Wallin, K.: The effect of crack depth and absolute thickness on fracture toughness of 3PB specimens. In *ECF 10 – Structural Integrity: Experiments, Models, Applications*, Berlin: EMAS Publishing, 1994, s. 997–1006.
- [115] Neville, A. M.: *Properties of concrete*. London: Longman, fourth edition vydání, 2009, ISBN 978-0-582-23070-5.
- [116] Náhlík, L.; Knésl, Z.; Klusák, J.: Crack initiation criteria for singular stress concentrations, Part III: An Application to a Crack Touching a Bimaterial Interface. *Engineering mechanics*, ročník 15, č. 2, 2008: str. 99–114.
- [117] Němeček, J.: *Nanoindentation of Heterogeneous Structural Materials*. Habilitation thesis, Czech technical university in Prague, 2009.
- [118] Němeček, J.: Report on ITZ in mortar+steel sample (VUT Brno). Technická Zpráva 12/2022, CEMHUB. CE-NANO Lab., Faculty of Civil Engineering Department of Mechanics Thákurova 7, 166 29 Praha 6 Czech Republic, 12 2022.
- [119] Odler, I.; Röbller, M.: Investigations on the relationship between porosity, structure and strength of hydrated Portland cement pastes. II. Effect of pore structure and of degree of hydration. *Cement and Concrete Research*, ročník 15, č. 3, 1985: s. 401–410, ISSN 0008-8846, DOI:10.1016/0008-8846(85)90113-9.
- [120] Oliver, W.; Pharr, G.: An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments. *Journal of Materials Research*, ročník 7, č. 6, 1992: s. 1564–1583, ISSN 0884-2914, DOI:10.1557/JMR.1992.1564.
- [121] Ollivier, J.; Maso, J.; Bourdette, B.: Interfacial transition zone in concrete. *Advanced Cement Based Materials*, ročník 2, č. 1, 1995: s. 30–38.
- [122] Oplt, T.; Hutar, P.; Pokorný, P.; aj.: Effect of the free surface on the fatigue crack front curvature at high stress asymmetry. *International Journal of Fatigue*, ročník 118, 2019: s. 249–261, ISSN 01421123, DOI:10.1016/j.ijfatigue.2018.08.026.
- [123] Papanastasiou, P.; Sarris, E.: 6 - Cohesive zone models. In *Porous Rock Fracture Mechanics*, editace A. K. Shojaei; J. Shao, Woodhead Publishing, 2017, ISBN 978-0-08-100781-5, s. 119–144, DOI:10.1016/B978-0-08-100781-5.00006-3.
- [124] Park, K.; Paulino, G. H.: Cohesive Zone Models. *Applied Mechanics Reviews*, ročník 64, č. 6, 2011-11-01, ISSN 0003-6900, DOI:10.1115/1.4023110.
- [125] Pigeon, M.; Saucier, F.: Durability of repaired concrete structures. In *Proceedings of an International Symposium on Advances in Concrete Technology*, Athens, 1992, s. 741–773.
- [126] Planas, J.; Elices, M.; Guinea, G. V.: Measurement of the fracture energy using three-point bend tests. *Materials and Structures*, ročník 25, č. 5, 1992: s. 305–312, ISSN 0025-5432, DOI:10.1007/BF02472671.

- [127] Prager, W.: The Theory of Plasticity. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, ročník 169, č. 1, 1955: s. 41–57, ISSN 0020-3483, DOI:10.1243/PIME_PROC_1955_169_015_02.
- [128] Raju, I. S.; O'Brien, T. K.: Fracture mechanics concepts, stress fields, strain energy release rates, delamination initiation and growth criteria. In *Delamination behaviour of composites*, Boca Raton: CRC Press, první vydání, 2008, ISBN 978-1-84569-244-5, s. 3–27.
- [129] Randl, N.: Design recommendations for interface shear transfer in fib Model Code 2010. *Structural Concrete*, ročník 14, č. 3, 2013: s. 230–241, ISSN 14644177, DOI: 10.1002/suco.201300003.
- [130] Ratner, B.: The correlation coefficient. *Journal of Targeting, Measurement and Analysis for Marketing*, ročník 17, č. 2, 2009: s. 139–142, ISSN 1479-1862, DOI: 10.1057/jt.2009.5.
- [131] Rektorys, K.; a spolupracovníci: *Přehled užití matematiky I*. Praha: Prometheus, 6 vydání, 2010, ISBN 978-80-7196-180-2.
- [132] Rice, J. R.: Elastic Fracture Mechanics Concepts for Interfacial Cracks. *Journal of Applied Mechanics*, ročník 55, č. 1, 1988-03-01: s. 98–103, ISSN 0021-8936, DOI: 10.1115/1.3173668.
- [133] RILEM TCS: Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend tests on notched beams. *Materials and Structures: Abreviated Serial title: Mater. Struct.*, ročník 18, č. 106, 1985: s. 285–290, ISSN 1359-5997.
- [134] Rinde, J.: Poisson's ratio for rigid plastic foams. *Journal of Applied Polymer Science*, ročník 14, 03 2003: s. 1913 – 1926, DOI:10.1002/app.1970.070140801.
- [135] Rovnaník, P.; Rovnaníková, P.: *Stavební chemie, Modul 1: Obecná, fyzikální a anorganická chemie a chemie anorganických stavebních materiálů*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, první vydání, 2014.
- [136] Sadílková Šomodíková, M.; Novák, L.; Lipowczan, M.; aj.: Probabilistic analysis and safety formats approaches applied for Czech bridge structures under the ATCZ190 SAFEBRIDGE project. In *Bridge Maintenance, Safety, Management, Life-Cycle Sustainability and Innovations*, CRC Press/Balkema: CRC Press/Balkema, april 2021, s. 221–226, DOI:10.1201/9780429279119-26.
- [137] Sajdllová, T.: *ATENA Program Documentation, Part 4-7 –ATENA Science – GiD FRC Tutorial*. Červenka Consulting, Praha, 2016.
- [138] Schwalbe, K. H.; Scheider, I.; Cornec, A.: *Guidelines for applying cohesive models to the damage behaviour of engineering materials and structures*. New York: Springer, první vydání, 2013, ISBN 978-3-642-29493-8.
- [139] Scrivener, K.; Pratt, P.: A preliminary study of the microstructure of cement/sand bond in mortars. In *Proceedings of the 8th International Congress on the Chemistry of Cement*, ročník III, 1986, s. 466–471.

- [140] Scrivener, K. L.; Crumbie, A. K.; Laugesen, P.: The Interfacial Transition Zone (ITZ) Between Cement Paste and Aggregate in Concrete. *Interface Science*, ročník 12, č. 4, 2004: s. 411–421, ISSN 1573-2746, DOI:10.1023/B:INTS.0000042339.92990.4c.
- [141] Scrivener, K. L.; Crumbie, A. K.; Pratt, P. L.: A Study of the Interfacial Region Between Cement Paste and Aggregate in Concrete. *MRS Proceedings*, ročník 114, 1987, DOI:10.1557/PROC-114-87.
- [142] Shah, S. P.; Ouyang, C.: Fracture Mechanics for Failure of Concrete. *Annual Review of Materials Science*, ročník 24, č. 1, 1994: s. 293–320, DOI:10.1146/annurev.ms.24.080194.001453.
- [143] Shipway, P.; Hutchings, I.: The role of particle properties in the erosion of brittle materials. *Wear*, ročník 193, č. 1, 1996: s. 105–113, ISSN 0043-1648, DOI:10.1016/0043-1648(95)06694-2.
- [144] Skocek, J.; Eliáš, J.; Stang, H.: Discrete modeling of mixed-mode crack growth in concrete. In *The proceedings of the first international conference on computational technologies in concrete structures (CTCS'09), Jeju, Korea, 2009*, str. 258.
- [145] Slivka, V.; Vavro, M.: The significance of textural and structural properties of north-moravian basaltoids for the manufacture of mineral fibres. *Ceramics - Silikaty*, ročník 40, č. 4, 1996: s. 149–159, ISSN 08625468.
- [146] ČSN EN 1992-1-1: *Eurocode 2: Design of concrete structures, Part 1-1 : General rules and rules for buildings*. Brussel: European Committee for Standardization, 2011.
- [147] Sneddon, I. N.: The relation between load and penetration in the axisymmetric bousinesq problem for a punch of arbitrary profile. *International Journal of Engineering Science*, ročník 3, č. 1, 1965: s. 47–57, ISSN 00207225, DOI:10.1016/0020-7225(65)90019-4.
- [148] Souček, K.; Vavro, M.; Staš, L.; aj.: Geotechnical Characterization of Bukov Underground Research Facility. *Procedia Engineering - ISRM EUROCK 2017*, 2017: s. 711–718, ISSN 1877-7058.
- [149] Starý, J.; Sitenský, I.; Mašek, D.; aj.: *Surovinové zdroje České republiky*. Praha: Česká geologická služba, první vydání, 2020, ISBN 978-80-7673-001-4.
- [150] Stibor, M.: *Lomové parametry kvazikřehkých materiálů a jejich určování*. Disertační práce, Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Brno, 2004.
- [151] Struble, L.; Skalny, J.; Mindess, S.: A review of the cement-aggregate bond. *Cement and Concrete Research*, ročník 10, č. 2, 1980: s. 277 – 286, ISSN 0008-8846, DOI: 10.1016/0008-8846(80)90084-8.
- [152] Suarjana, M.; Besari, M. S.; Abipramono, R.: Two-dimensional concrete models using metal aggregates. In *The Interfacial Transition Zone in Cementitious Composites*, London: E&FN Spon, 1998, ISBN 0419243100, s. 67–74.
- [153] Sun, C.; Jin, Z.-H.: *Fracture Mechanics*. Online: Elsevier Inc., první vydání, 2012, ISBN 978-0-12-385001-0.

- [154] Taylor, D.: The Theory of Critical Distances. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, ročník 90, 2017: s. 228–233, ISSN 01678442, DOI:10.1016/j.tafmec.2017.05.018.
- [155] Taylor, D.; Cornetti, P.; Pugno, N.: The fracture mechanics of finite crack extension. *Engineering Fracture Mechanics*, ročník 72, č. 7, 2005: s. 1021–1038, ISSN 00137944, DOI:10.1016/j.engfracmech.2004.07.001.
- [156] Taylor, G. I.: Plastic Strain in Metals. *Journal of the Institute of Metals*, ročník 62, 1938: s. 307–324.
- [157] Tejchman, J.; Bobiński, J.: *Continuous and discontinuous modelling of fracture in concrete using FEM*. New York: Springer, první vydání, 2013, ISBN 978-3-642-28462-5.
- [158] Trebuňa, P.; Mizerák, M.; Rosocha, L.: 3D SCANING – TECHNOLOGY AND RECONSTRUCTION. *Acta Simulatio*, ročník 4, č. 3, 2018: s. 1–6, ISSN 13399640, DOI:10.22306/asim.v4i3.44.
- [159] Vavro, L.: *Lomová houževnatost a její zjišťování pro geomechanické hodnocení hornin a horninového masívu*. Phd thesis, Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava, 2014.
- [160] Vavro, L.; Souček, K.: Study of the effect of moisture content and bending rate on the fracture toughness of rocks. *Acta Geodynamica et Geomaterialia*, ročník 10, č. 2, 2013: s. 247–253, ISSN 1214-9705, DOI:10.13168/AGG.2013.0025.
- [161] Červenka, V.; Jendele, L.; Červenka, J.: *ATENA Program Documentation, Part 1 – Theory*. Červenka Consulting, Praha, 2016.
- [162] Vervuurt, A.; Mier, J. G. M. V.: Fracture of the bond between aggregate and matrix: An experimental and numerical study. In *The Interfacial Transition Zone in Cementitious Composites*, Haifa: E&FN Spon, 1998, ISBN 0 419 24310 0, s. 51–58.
- [163] Šimonová, H.; Vyhliđal, M.; Kucharczyková, B.; aj.: Modelling of interfacial transition zone effect on resistance to crack propagation in fine-grained cement-based composites. ročník 11, 01 2017: s. 211–219.
- [164] Vyhliđal, M.: Effect of the mechanical fracture parameters of inclusion on fracture behaviour. In *Proceedings of scientific conference Modelling in mechanics 2021*, VŠB–TU Ostrava, Fakulta stavební, 2021, s. 1–6.
- [165] Vyhliđal, M.: 3D scanning as an effective tool for controlling the dimensions of test specimens. In *Proceedings of conference Modelling in Mechanics 2022*, VSB–Technical University of Ostrava, Faculty of Civil Engineering, may 2022, s. 1–4.
- [166] Vyhliđal, M.: Vliv nelokálních parametrů microplane modelu na simulovanou odezvu trámce. In *Sborník příspěvků Juniorstav 2022: 24. odborná konference doktorského studia s mezinárodní účastí*, Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, January 2022, s. 347–352.
- [167] Vyhliđal, M.: Korekce výstupů z lomových zkoušek a její vliv na hodnotu lomové energie. In *25. mezinárodní doktorská konference stavebního inženýrství – Sborník*

- příspěvků*, Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, 2023, ISBN 978-80-86433-80-6, s. 444–450.
- [168] Vyhlídal, M.: Most Fryčajova přes Svitavu ev. č. 374-048: Doplnující výpočet, Říjen 2019.
- [169] Vyhlídal, M.; Keršner, Z.: Modelling of Three-point Bending Test of Beams with Steel Inclusion Situated in the Middle of the Span. *Transactions of the VSB–Technical University of Ostrava, Civil Engineering Series*, ročník 18, č. 2, 2018: s. 73–79, DOI:10.31490/tces-2018-0020.
- [170] Vyhlídal, M.; Klusák, J.: The influence of polygonal cavity on fracture behaviour of concrete. *Procedia Structural Integrity*, ročník 17, 2019: s. 690–697, ISSN 2452-3216, DOI:10.1016/j.prostr.2019.08.092.
- [171] Vyhlídal, M.; Klusák, J.: A Crack Approaching the Edge of the Aggregate. *Transactions of the VSB–Technical University of Ostrava, Civil Engineering Series*, ročník 20, č. 2, 2020: s. 47–52, DOI:10.35181/tces-2020-0017.
- [172] Vyhlídal, M.; Klusák, J.: A Crack Approaching the Edge of the Aggregate. In *The 3rd International Conference on Sustainable Development in Civil, Urban and Transportation Engineering 2020 Book of Abstracts*, VŠB– Technical University of Ostrava, Faculty of Civil Engineering, 2020, s. 43–46.
- [173] Vyhlídal, M.; Klusák, J.: Vliv parametrů GMTS kritéria na odhad lomového chování cementového kompozitu. In *Sborník příspěvků Juniorstav 2020*, Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, January 2020, s. 462–467.
- [174] Vyhlídal, M.; Klusák, J.: Vliv výrobních tolerancí zkušebního tělesa na hodnotu iniciační síly. In *Juniorstav 2021*, Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, 2021, s. 385–390.
- [175] Vyhlídal, M.; Klusák, J.: Numerical study of specimen with steel inclusion: Influence of interfacial transition zone. *Procedia Structural Integrity*, ročník 42, 2022: s. 1000–1007, ISSN 2452-3216, DOI:10.1016/j.prostr.2022.12.126.
- [176] Vyhlídal, M.; Klusák, J.: Numerical study of specimen with steel inclusion: Influence of interfacial transition zone. *Procedia Structural Integrity*, ročník 42, 2022: s. 1000–1007, ISSN 2452-3216, DOI:10.1016/j.prostr.2022.12.126, 23 European Conference on Fracture.
- [177] Vyhlídal, M.; Klusák, J.; Kucharczyková, B.; aj.: Influence of the interfacial transition zone between a steel inclusion and cement-based composite on the fracture response of a bent specimen. *Engineering Fracture Mechanics*, ročník 286, 2023: str. 109256, ISSN 0013-7944, DOI:10.1016/j.engfracmech.2023.109256.
- [178] Vyhlídal, M.; Rozsypalová, I.; Šimonová, H.; aj.: Influence of rock inclusion composition on the fracture response of cement-based composite specimens. *Procedia Structural Integrity*, ročník 33, 2021: s. 966–981, ISSN 2452-3216, DOI:10.1016/j.prostr.2021.10.107, 26th International Conference on Fracture and Structural Integrity.

- [179] Vyhlídal, M.; Rozsypalová, I.; Šimonová, H.; aj.: Effect of petrographic composition and chemistry of aggregate on the local and general fracture response of cementitious composites. *Frattura ed Integrità Strutturale*, ročník 16, č. 60, 2022: s. 13–29, ISSN 1971-8993, DOI:10.3221/IGF-ESIS.60.02.
- [180] Vyhlídal, M.; Rozsypalová, I.; Majda, T.; aj.: Lomová odezva těles z jemnozrnného cementového kompozitu se speciální inkluzí. In *25. Betonářské dny*, Česká betonářská společnost ČSSI, 2018, s. 1–6.
- [181] Vyhlídal, M.; Rozsypalová, I.; Majda, T.; aj.: Fracture Response of Fine-Grained Cement-Based Composite Specimens with Special Inclusions. In *Solid State Phenomena: 25th Concrete Days 2018*, 292, Trans Tech Publications, June 2019, s. 63–68, DOI:10.4028/www.scientific.net/SSP.292.63.
- [182] Vyhlídal, M.: *Porušování vybraných stavebních kompozitů v blízkosti rozhraní plniva a matrice*. Diplomová práce, Vysoké učení technické v Brně. Fakulta stavební. Vedoucí práce prof. Ing. Zbyněk Keršner, CSc., 2018.
- [183] Vyhlídal, M.; Keršner, Z.: Modelování zkoušky tříbodového ohybu trámců s ocelovou inkluzí uprostřed rozpětí. In *Sborník příspěvků vědecké konference Spolehlivost konstrukcí / Modelování v mechanice 2018*, May 2018, s. 1–9.
- [184] West, G.: An observation on Mohs' Scale of Hardness. *Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology*, ročník 19, č. 2, 1986-05-01: s. 203–205, ISSN 1470-9236, DOI:10.1144/GSL.QJEG.1986.019.02.12.
- [185] Westergaard, H. M.: Bearing Pressures and Cracks. *Journal of Applied Mechanics*, ročník 6, č. 2, 1939: s. A49–A53, ISSN 0021-8936, DOI:10.1115/1.4008919.
- [186] Williams, M. L.: On the stress distribution at the base of a stationary crack. *Journal of Applied Mechanics*, ročník 24, 1957: s. 109–114.
- [187] Williams, M. L.: The stresses around a fault or crack in dissimilar media. *Bulletin of the Seismological Society of America*, ročník 49, č. 2, 1959-04-01: s. 199–204, ISSN 1943-3573, DOI:10.1785/BSSA0490020199.
- [188] Wu, K.; Shi, H.; Xu, L.; aj.: Microstructural characterization of ITZ in blended cement concretes and its relation to transport properties. *Cement and Concrete Research*, ročník 79, 2016: s. 243–256, ISSN 0008-8846, DOI:10.1016/j.cemconres.2015.09.018.
- [189] Xenos, D.; Grégoire, D.; Morel, S.; aj.: Calibration of nonlocal models for tensile fracture in quasi-brittle heterogeneous materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, ročník 82, 2015: s. 48–60, ISSN 0022-5096, DOI:10.1016/j.jmps.2015.05.019.
- [190] Xiao, J.; Li, W.; Sun, Z.; aj.: Properties of interfacial transition zones in recycled aggregate concrete tested by nanoindentation. *Cement and Concrete Composites*, ročník 37, 2013: s. 276–292, ISSN 0958-9465, DOI:10.1016/j.cemconcomp.2013.01.006.

- [191] Xu, X. P.; Needleman, A.: Void nucleation by inclusion debonding in a crystal matrix. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, ročník 1, č. 2, 1993-01-01: s. 111–132, ISSN 0965-0393, DOI:10.1088/0965-0393/1/2/001.
- [192] Xu, Z.; Bai, Z.; Wu, J.; aj.: Microstructural characteristics and nano-modification of interfacial transition zone in concrete. *Nanotechnology Reviews*, ročník 11, č. 1, 2022-07-02: s. 2078–2100, ISSN 2191-9097, DOI:10.1515/ntrev-2022-0125.
- [193] Yalcinkaya, S.; Yildiz, B.; Borak, M.: OPTICAL 3D SCANNER TECHNOLOGY. *International Journal of 3D Printing Technologies and Digital Industry*, ISSN 2602-3350.
- [194] Yin, C.; Zhouxiang, Z.: Overloading suspected as cause of bridge collapse. *China daily*, 2019.
URL <http://global.chinadaily.com.cn/a/201910/12/WS5da112b8a310cf3e35570040.html>
- [195] Zacharda, V.; Němeček, J.; Šimonová, H.; aj.: Influence of Interfacial Transition Zone on Local and Overall Fracture Response of Cementitious Composites. In *Key Engineering Materials: Local Mechanical Properties XIII*, Trans Tech Publications, 2018, s. 97–102, DOI:10.4028/www.scientific.net/KEM.784.97.
- [196] Zhang, Z.: An empirical relation between mode I fracture toughness and the tensile strength of rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, ročník 39, č. 3, 2002: s. 401–406, ISSN 13651609, DOI:10.1016/S1365-1609(02)00032-1.
- [197] Zhu, Y.; Xu, S. L.: Fracture properties of cement paste and mortar: an experimental investigation. In *Proceedings IA-FraMCoS-6, International Assoc. of Fracture Mech. for Concrete and Concrete Structures*, Catania, Italy, 2007, s. 1–7.
- [198] Zimbelmann, R.: A contribution to the problem of cement-aggregate bond. *Cement and Concrete Research*, ročník 15, č. 5, 1985: s. 801 – 808, ISSN 0008-8846, DOI: 10.1016/0008-8846(85)90146-2.
- [199] Zreid, I.; Kaliske, M.: Regularization of microplane damage models using an implicit gradient enhancement. *International Journal of Solids and Structures*, ročník 51, č. 19, 2014: s. 3480–3489, ISSN 0020-7683, DOI:10.1016/j.ijsolstr.2014.06.020.
- [200] Zreid, I.; Kaliske, M.: An implicit gradient formulation for microplane Drucker-Prager plasticity. *International Journal of Plasticity*, ročník 83, 2016: s. 252–272, ISSN 07496419, DOI:10.1016/j.ijplas.2016.04.013.
- [201] Zreid, I.; Kaliske, M.: A gradient enhanced plasticity–damage microplane model for concrete. *Computational Mechanics*, ročník 62, č. 5, 2018: s. 1239–1257, ISSN 0178-7675, DOI:10.1007/s00466-018-1561-1.

SEZNAM SYMBOLŮ, VELIČIN A ZKRATEK

- AFM Atomic Force Microscopy – mikroskopie atomárních sil
- AGG materiál inkluze
- AMP amfibolit
- BAS basalt (čedič)
- BSE zpětně odražené elektrony
- C-A-H hydratovaný hlinitan vápenatý
- CDPM Coupled Damaged-Plasticity Material (Microplane model)
- C-F-H hydratovaný železitan vápenatý
- CH hydroxid vápenatý
- C-S-H hydratovaný křemičitan vápenatý
- CZM Cohesive zone material model – kohezivní model
- DS diamantový kotouč pily
- EDS Energy Dispersive Spectrometer – elektronově disperzní spektroskopie
- FPZ Fracture Process Zone – lomová procesní zóna
- GMTS zobecněné kritérium maximálního tangenciálního napětí
- GRA granit (žula)
- GSCS generalized self-consistent scheme
- HPC high performance concrete – vysokohodnotný beton
- ITZ The Interfacial Transition Zone – mezifázová přechodová vrstva
- LELM lineární elastická lomová mechanika
- LOI ztráta žíháním
- MAR mramor
- MKP metoda konečných prvků
- MTX matrix – matrice

RD	rovinná deformace
RN	rovinná napjatost
rtg	rentgenový
SEM	scanning electron microscopy – rastrovací elektronová mikroskopie
SE	sekundární elektrony
SPA	otvor
STE	ocel
TEM	Transmisní elektronový mikroskop
WJ	vodní paprsek
XPS	extrudovaný polystyren
XRF	fluorescenční energeticky disperzní spektrometr
α	relativní délka trhliny [-]
β	Dundursův parameter [-]
β_c	konstanta tlakového vývoje poškození [-]
β_t	konstanta tahového vývoje poškození [-]
γ	úhlová paralaxa [°]
γ	specifická potenciální povrchová energie trhliny [$\text{J} \cdot \text{m}^{-2}$]
$\Gamma_{(\delta)}$	kohezivní energie [$\text{J} \cdot \text{m}^{-2}$]
γ_{c0}	prahová hodnota poškození tlakem [-]
γ_{t0}	prahová hodnota poškození tahem [-]
δ	průhyb [m]
δ_0	kritická hodnota separace pro daný materiál [m]
$\delta\varepsilon_{ij}$	virtuální tenzor přetvoření [-]
δ_i	hodnota průhybu získaná z lineární části vzestupné větve zatěžovacího diagramu [m]

δ_{\max}	průhyb při působení maximální síly [m]
δ_n	normálová separace povrchů lomu [m]
$\bar{\delta}_n$	otevření trhliny při dosažení normálové pevnosti [m]
δ_t	tangenciální (smyková) separace povrchů lomu [m]
$\bar{\delta}_t$	smyková separace při dosažení smykové pevnosti [m]
Δ_n	poměr aktuálního otevření ku maximálnímu otevření (v tahu) [-]
Δ_t	poměr aktuálního porušení ku maximálnímu porušení (ve smyku) [-]
ε	tenzor přetvoření [-]
ϵ	součinitel závisující na geometrickém tvaru indentoru [-]
ε_D	deviatorická složka tenzoru přetvoření [-]
ε^{pl}	1. hlavní plastické přetvoření [-]
$\varepsilon_D^{\text{pl}}$	deviatorické plastické přetvoření mokroplošky [-]
ε^{I}	hodnota hlavního přetvoření ve směru I [-]
ε_{ij}^e	elastická složka tenzoru přetvoření [-]
ε_{ij}^f	lomová složka tenzoru přetvoření [-]
ε_{ij}^p	plastická složka tenzoru přetvoření [-]
ε_N	normálové přetvoření [-]
ε^n	vektor přetvoření [-]
ε_V	hydrostatická (kulová) část normálového přetvoření [-]
$\varepsilon_V^{\text{pl}}$	objemové plastické přetvoření mokroplošky [-]
θ	směr šíření trhliny [°]
θ_0	úhel dalšího šíření trhliny (odpovídající minimální hodnotě kritické síly) [°]
κ_j	Kosolovova konstanta pro materiál j [-]
λ_n	n -té vlastní číslo [-]
μ	součinitel tření [-]

ξ	korekční součinitel na nerotační tvar [-]
η_m	lokální proměnná [-]
$\bar{\eta}_m$	nelokální proměnná [-]
η_c^{mic}	ekvivalentní tlakové přetvoření mikroplošky [-]
$\hat{\eta}_c^{\text{mic}}$	ekvivalentní tlaková „nad“-nelokální funkce přetvoření mikroplošky [-]
η_{mc}	tlaková část lokální proměnné [-]
$\bar{\eta}_{mc}$	tlaková část nelokální proměnné [-]
η_{mt}	tahová část lokální proměnné [-]
$\bar{\eta}_{mt}$	tahová část nelokální proměnné [-]
η_t^{mic}	ekvivalentní tahové přetvoření mikroplošky [-]
$\hat{\eta}_t^{\text{mic}}$	ekvivalentní tahová „nad“-nelokální funkce přetvoření mikroplošky
ν	Poissonovo číslo [-]
ν_{AGG}	Poissonovo číslo materiálu inkluze [-]
ν_j	Poissonovo číslo pro j -tý materiál tvořící bimateriálové rozhraní [-]
ν_P	rychlost šíření ultrazvukových vln [$\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$]
Π	potenciální energie systému [J]
ρ	objemová hmotnost [$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$]
Φ	Airyho funkce napětí v polárním systému souřadnic
ϕ	celková pórovitost [%]
φ	fázový úhel [$^\circ$]
σ	složka tenzoru napětí [Pa]
σ_0	počáteční mez kluzu [Pa]
σ_1	1. hlavní napětí [Pa]
σ_D^e	deviatorické efektivní napětí [Pa]
σ_{ii}^t	predikované napětí [Pa]

- σ_{ij} složky tenzoru napětí [Pa]
- σ_{\max} maximální hodnota normálového napětí na rozhraní [Pa]
- $\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$ složky normálových napětí [Pa]
- $\sigma_{xy}, \sigma_{yz}, \sigma_{zx}$ složky smykového napětí [Pa]
- $\sigma_{\theta\theta}, \sigma_{r\theta}, \sigma_{rr}$ složky tenzoru napětí v polárních souřadnicích [Pa]
- $\sigma_{\theta\theta}$ tangenciální napětí v polárním souřadném systému [Pa]
- $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ střední hodnota tangenciálního napětí přes oblast d [Pa]
- $\bar{\sigma}_{\theta\theta,c}$ kritická střední hodnota tangenciálního napětí [Pa]
- σ_V^c materiálový parametr Drucker–Pragerova modelu (průsečík os mezi limitní pevnost v tlaku a Drucker-Prager funkcí kluzu) [Pa]
- σ_V^e objemové efektivní napětí [Pa]
- a_0 délka koncentrátoru napětí [m]
- A_c kontaktní plocha indentoru [m²]
- a_e efektivní délka trhliny [m]
- A_k koeficienty členů Williamsova rozvoje [Pa · m^{n/2}]
- A_{lig} plocha ligamentu [m²]
- $A_{\text{lig},c}$ vypočtená plocha ligamentu [m²]
- $A_{\text{lig},m}$ plocha ligamentu zjištěná z 3D skenu [m²]
- B tloušťka zkušebního tělesa [m]
- c nelokální parametr [m²]
- C_{IT} parametr vtiskového tečení [%]
- $CMOD$ otevření ústí trhliny [m]
- $CMOD_{\max}$ otevření ústí trhliny při dosažení maximální hodnoty zatěžovací síly [m]
- d integrační délka [m]
- D materiálová konstanta zpevnění [Pa²]

- $d\delta$ infinitezimální přírůstek průhybu [m]
- d_0 maximální velikost zrna kameniva [m]
- d_c^{mic} tlaková část poškození [-]
- d^{mic} normalizovaná funkce poškození [-]
- Del_L levá delaminace rozhraní [%]
- Del_P pravá delaminace rozhraní [%]
- d_t^{mic} tahová část poškození [-]
- Dev deviatorická část tenzoru
- E Youngův modul pružnosti [Pa]
- E_{mic} Youngův modul vypočtený z nanoindentačních měření [Pa]
- E_0 energie elektronů v paprsku [eV]
- E_{20} střední hodnota modulu pružnosti přes oblast délky $20 \mu\text{m}$ [Pa]
- E_{50} střední hodnota modulu pružnosti přes oblast délky $50 \mu\text{m}$ [Pa]
- E_{AGG} Youngův modul pružnosti materiálu inkluze [Pa]
- E_{ITZ} Youngův modul pružnosti ITZ [Pa]
- E_{MTX} Youngův modul pružnosti matrice [Pa]
- E_r redukovaný modul pružnosti [Pa]
- f ohnisková vzdálenost optické soustavy [m]
- f vektor objemových sil
- f_1 Drucker–Pragerova funkce plasticity se zpevněním [Pa]
- $F_1(\alpha_0)$ tvarová funkce [-]
- F síla [N]
- F_{appl} aplikovaná síla [N]
- f_{bc} biaxiální pevnost v tlaku [Pa]
- f_c tlaková pevnost [Pa]

- f_{c0} tlaková pevnost při nulové hodnotě porosity [Pa]
- F_{crit} kritická hodnota působící síly [N]
- $F_{\text{crit},m}$ kritická hodnota působící síly pro materiálovou oblast m [N]
- f_h funkce zpevnění [Pa]
- F_i hodnota síly z lineární části vzestupné části zatěžovacího diagramu odpovídající δ_i [N]
- F_i^f Rankinovo kritérium porušení [Pa]
- f_{ij} tvarová funkce [-]
- $F_{ijk}(\theta, M, \dots)$ funkce polárního úhlu θ , materiálových vlastností a geometrie [-]
- F_{local} hodnota síly odpovídající lokálnímu vrcholu na sestupné větvi F - δ diagramu [N]
- f^{mic} kritérium tažnosti
- F_{max} maximální síla [N]
- $F_{\text{max,MTX}}$ experimentálně naměřená hodnota maximální síly pro referenční těleso [N]
- $F_{\text{max,STE}}$ experimentálně naměřená hodnota maximální síly pro těleso s ocelovou inkluzí [N]
- $F_n(\theta)$ vlastní vektor
- f_t tahová pevnost [Pa]
- f_t^{ef} efektivní tahová pevnost [Pa]
- f'_{t_i} tahová pevnost ve směru i materiálu [Pa]
- f_{uc} jednoosá pevnost v tlaku [Pa]
- f_{ut} jednoosá pevnost v tahu [Pa]
- \mathcal{G} hnací síla trhliny [$\text{J}\cdot\text{m}^{-2}$]
- \mathcal{G}_{1c} kritická hodnota hnací síly rozhraní pro mód 1 [$\text{J}\cdot\text{m}^{-2}$]
- $\bar{\mathcal{G}}_{1c}$ průměrná hodnota kritické hnací síly rozhraní pro mód 1 [$\text{J}\cdot\text{m}^{-2}$]

- \mathcal{G}_c kritická hodnota hnací síly trhliny – houževnatost [$\text{J}\cdot\text{m}^{-2}$]
- G_F specifická lomová energie [$\text{J}\cdot\text{m}^{-2}$]
- $G_{F,MTX}$ specifická lomová energie matrice [$\text{J}\cdot\text{m}^{-2}$]
- $G_{F,AGG}$ lomová energie kompozitu složeného z matrice a inkluze [$\text{J}\cdot\text{m}^{-2}$]
- g_{ijk} tvarová funkce [-]
- \mathcal{G}_i hnací síla trhliny s vrcholem na bimateriálovém rozhraní [$\text{J}\cdot\text{m}^{-2}$]
- \mathcal{G}_{ic} kritická hodnota hnací síly rozhraní [$\text{J}\cdot\text{m}^{-2}$]
- $\mathcal{G}_{Ic,AGG}$ houževnatost materiálu inkluze [$\text{J}\cdot\text{m}^{-2}$]
- G_j modul pružnosti ve smyku j -tého materiálu [Pa]
- G^{mic} smykový modul pružnosti [Pa]
- h hloubka vtisku/zatlačení [m]
- H tvrdost [Pa]
- H_{50} střední hodnota tvrdosti přes oblast délky $50\ \mu\text{m}$ [Pa]
- h_c hloubka vniku pro stanovení plochy A_c [m]
- H_k zobecněný součinitel intenzity napětí [$\text{Pa}\cdot\text{m}^{pk}$]
- H_{ITZ} tvrdost v oblasti ITZ [Pa]
- h_{max} maximální hloubka vniku indentoru [m]
- h_{spa} poloha otvoru [m]
- h_{trh} poloha trhliny [m]
- $J_{50}(t)$ střední hodnota funkce dotvarování [GPa^{-1}]
- K komplexní součinitel intenzity napětí [$\text{Pa}\cdot\text{m}^{pk}$]
- \hat{K} normalizovaný faktor intenzity napětí [$\text{Pa}\cdot\text{m}^{1/2}$]
- K_1 reálný součinitel intenzity napětí pro mód 1 [$\text{Pa}\cdot\text{m}^{pk}$]
- K_2 imaginární součinitel intenzity napětí pro mód 2 [$\text{Pa}\cdot\text{m}^{pk}$]
- K_I součinitel intenzity napětí pro zatěžovací mód I [$\text{Pa}\cdot\text{m}^{1/2}$]

- K_{Ic} lomová houževnatost [$\text{Pa} \cdot \text{m}^{1/2}$]
- K_{Ic}^e efektivní lomová houževnatost [$\text{Pa} \cdot \text{m}^{1/2}$]
- $K_{Ic,m}$ lomová houževnatost m -tého materiálu [$\text{Pa} \cdot \text{m}^{1/2}$]
- $K_{Ic,MTX}^e$ efektivní lomová houževnatost matrice [$\text{Pa} \cdot \text{m}^{1/2}$]
- $K_{Ic,AGG}$ lomová houževnatost materiálu inkluze [$\text{Pa} \cdot \text{m}^{1/2}$]
- $K_{Ic,ITZ}$ lomová houževnatost ITZ [$\text{Pa} \cdot \text{m}^{1/2}$]
- $K_{Ic,MTX}$ lomová houževnatost matrice [$\text{Pa} \cdot \text{m}^{1/2}$]
- K^{mic} objemový modul pružnosti [Pa]
- L délka zkušebního tělesa [m]
- \mathbf{L} směr smykového přetvoření na mikroplošce [-]
- l_{ch} charakteristická délka [m]
- l_{FPZ} délka lomové procesní zóny [m]
- L_t charakteristická délka konečného prvku [m]
- \hat{L} libovolná referenční délka [m]
- \mathbf{M} směr smykového přetvoření na mikroplošce
- m nelokální materiálový parametr [-]
- \mathbf{n} normálový vektor
- n_b normála k vnější hranici nelokálního pole
- p exponent singularity napětí [-]
- q vlastní tíha [$\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$]
- R poměr mezi hlavní (deviatorickou) a vedlejší (objemovou) osou Drucker–Pragerova modelu [-]
- r_w split weight factor [-]
- r, θ polární souřadnice s počátkem ve vrcholu trhliny [m,rad]
- R_t drsnost rozhraní [m]

- R_t tahová konstanta zpevnění [-]
- $r_{x,y}$ Pearsonův korelační koeficient [-]
- S rozpětí trámce [m]
- T napětí na rozhraní [Pa]
- T_0 koheze [Pa]
- T_n normálové napětí [Pa]
- V volumetrická část tenzoru
- W výška trámce [m]
- w otevření trhliny [m]
- w_{atm} vodní kapacita horniny [%]
- w_c kritické otevření trhliny [m]
- w/c vodní součinitel [-]
- W_F lomová práce [N·m]
- $W_{F,AGG}$ lomová práce získaná ze zkoušek těles s inkluzí [N·m]
- x_L, x_P, y_L souřadnice řešeného bodu v obrazové rovině $z = 0$ levé (L) a pravé (P) kamery [m]
- $(x_L - x_P)$ horizontální paralaxa [m]
- x_k, y_k obrazová souřadnice bodu ležícího v místě promítaného paprsku v kamerovém souřadném systému [m]
- $Y_{(\alpha)}$ tvarový součinitel [-]
- Z střední protonové číslo [-]

SEZNAM PŘÍLOH

A Přílohy	201
A.1 Úprava naměřených dat	201
A.1.1 Úvod a motivace k úpravě surových dat	201
A.1.2 Metodologie	201
A.1.3 Vybrané výsledky	207
A.1.4 Porovnání	208
A.1.5 Závěr	209
A.2 Makra pro vyhodnocení lomových testů	209
A.3 Vybrané části maker v programovacím jazyce Ansys Mechanical APDL	213
A.3.1 Tvorba MKP sítě okolo vrcholu trhliny	213
A.3.2 Vyhodnocení šíření trhliny	216

A PŘÍLOHY

A.1 Úprava naměřených dat

Úpravou diagramů a jejím vlivem na hodnotu specifické lomové energie G_F se zabýval článek autora prezentovaný na doktorské konferenci Juniorstav 2023 [167], z kterého je v tomto oddíle čerpáno.

A.1.1 Úvod a motivace k úpravě surových dat

Podobně jako teorie pružnosti a pevnosti, která využívá pro posouzení mechanické (Youngův modul pružnosti v tahu a ve smyku) a pevnostní (pevnost v tlaku, tahu, příčném tahu apod.) parametry [107], využívá i lomová mechanika pro posouzení lomově mechanické parametry materiálů (lomová houževnatost, houževnatost, lomová energie) [3]. Existuje celá řada normalizovaných konfigurací, např. tříbodový/čtyřbodový ohyb, test štípání klínem, zkouška Charpyho kladivem aj., které umožňují stanovit vybrané lomově mechanické parametry materiálu. Tyto jsou stanoveny na základě výsledků lomových zkoušek, zejména z naměřených diagramů síly F v závislosti na průhybu δ nebo otevření ústí trhliny $CMOD$ [82]. Nicméně, naměřené F - δ diagramy mohou od „ideálních“ diagramů, které lze dostat např. z numerické simulace, vykazovat určité odchylky [56]. Důvodem mohou být např. experimentální chyby (viz níže), nedoměření celé sestupné větve F - δ digramu z důvodu časové náročnosti zkoušky nebo náhlého porušení vzorku (z důvodu ztráty stability při zatěžování posunem [56] – tzv. *snap down* [9]). Experimentální chyby mohou být následujícího charakteru [66, 126]:

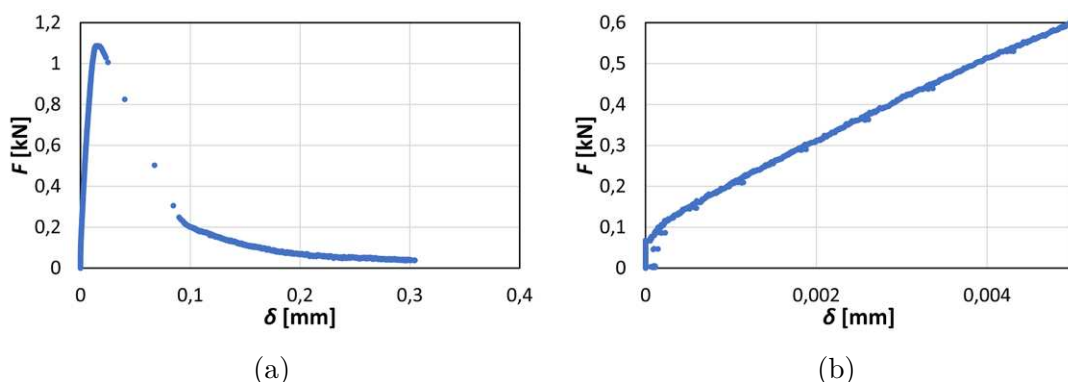
- neideální okrajové podmínky na podpěrách (tření, poškození vzorku u podpor),
- hystereze tenzometrů pro měření $CMOD$ nebo indukčních senzorů pro měření δ ,
- hystereze zapisovače (elektronická nebo mechanická).

A.1.2 Metodologie

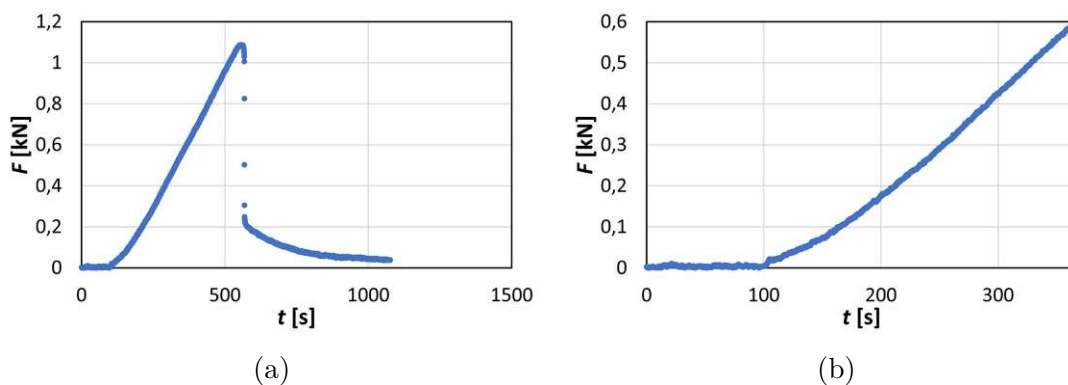
Úprava diagramů probíhala v tabulkovém editoru MS Excel s využitím maker vytvořených v objektovém programovacím jazyku Visual Basic for Applications (VBA). Z důvodu omezeného rozsahu disertační práce nebudou prezentována konkrétní makra, ale pouze úvahy, na jejichž základě úpravy probíhají.

Surová naměřená data lze nalézt v následujících grafech. Na Obr. A.1 je zobrazen diagram síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ (vlevo), zatímco detail vzestupné

větve tohoto diagramu je zobrazen vpravo. Oproti tomu je na Obr. A.2 zobrazen diagram síly F v závislosti na čase t , který tvoří doplněk k F - δ diagramu na Obr. A.1.



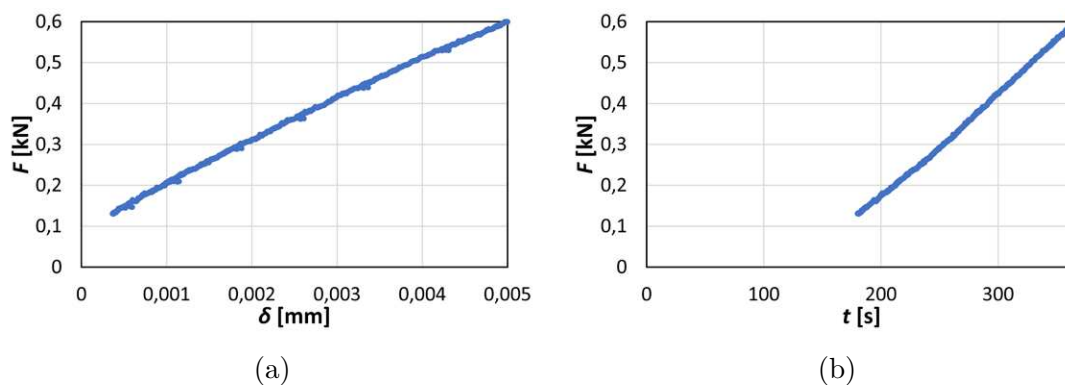
Obr. A.1: Diagram síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ (vlevo); detail vzestupné větve F - δ diagramu (vpravo).



Obr. A.2: Diagram síly F v závislosti na čase t (vlevo); detail vzestupné větve F - t diagramu (vpravo).

Je zřejmé, že vlivem okrajových podmínek je první část vzestupné větve téměř vertikální, což nekoresponduje s reálnou odezvou zkušebního tělesa, a proto je třeba graf upravit. Úprava spočívá v odebrání bodů diagramu až do úrovně odpovídající přibližně lineárnímu tvaru F - δ diagramu, viz Obr. A.3.

Na Obr. A.3a je možné nalézt vodorovné skupiny bodů, které vybočují z jinak konzistentní křivky. Tyto body jsou způsobeny hysterezí indukčních senzorů a objevují se pouze na vzestupné větvi F - δ digramu. Nicméně tyto body nemají žádný fyzikální význam, jsou tedy nežádoucí a je třeba je odstranit.



Obr. A.3: Diagram síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ (vlevo); diagram síly F v závislosti na čase t (vpravo).

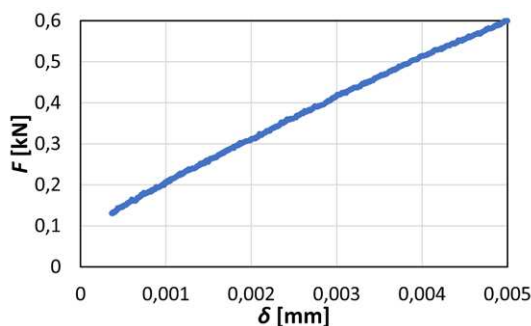
Odstranění těchto bodů probíhalo za předpokladu, že tyto vybočují z přímky, která je definována body v blízkém okolí posuzovaného bodu x_i . Parametrická rovnice přímky [131], resp. postačí pouze rovnice pro x -ové souřadnice bodů náležící přímce, viz Rov. A.1.

$$x_i = x_{(i-1)} + \mathbf{u}_x \cdot t, \quad (\text{A.1})$$

kde x_i je x -ová souřadnice i -tého bodu [mm], $x_{(i-1)}$ je x -ová souřadnice $(i - 1)$ -tého bodu [mm], \mathbf{u}_x směrový vektor přímky v ose x a t je parametr, v tomto případě čas. Následuje výpočet rozdílu Δx mezi vypočtenou souřadnicí bodu x_i a reálnou souřadnicí odpovídající bodu \bar{x}_i .

$$\Delta x = x_i - \bar{x}_i, \quad (\text{A.2})$$

Je-li hodnota rozdílu záporná, dojde k vymazání řádku obsahujícího tento bod. Tento výpočet se opakuje u každého bodu, přičemž je uvažována délka intervalu rovna 2 s. Výsledný detail vzestupné větve F - δ diagramu lze nalézt na Obr. A.4.



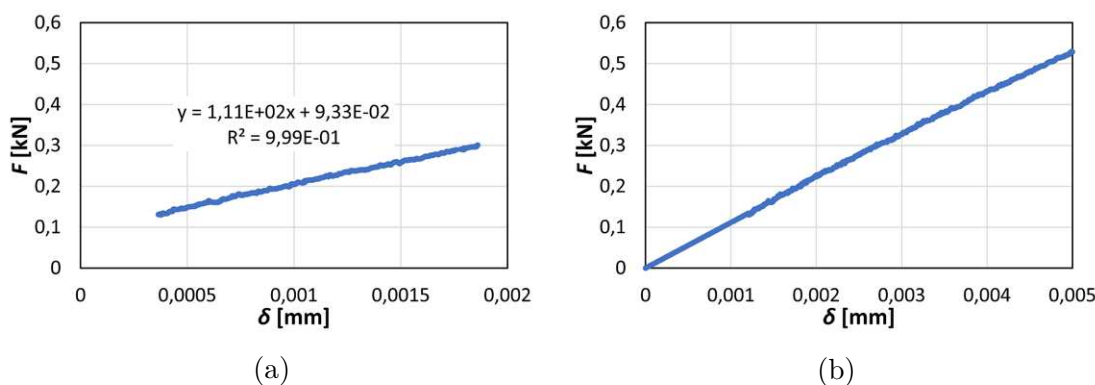
Obr. A.4: Detail diagramu síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ .

Posun grafu je založen na lineární regresi naměřených hodnot síly F a průhybu δ metodou nejmenších čtverců (Rov. A.3) [131]. Pro lineární regresi vzestupné větve F - δ diagramu je nutné zmenšit oblast, která má být aproximována. V tomto případě byla horní hranice oblasti omezena silou $F = 0,3$ kN.

$$A^T Ax = A^T b, \quad (\text{A.3})$$

Výsledná aproximace přímky rovnicí je znázorněna na Obr. A.5a. Po získání rovnice přímky ve tvaru $y = ax + b$ aproximující body metodou nejmenších čtverců byl graf doplněn o chybějící body a posunut o hodnotu Δx dle Rov. A.4 do počátku, viz Obr. A.5b.

$$\Delta x = \frac{b}{a}, \quad (\text{A.4})$$

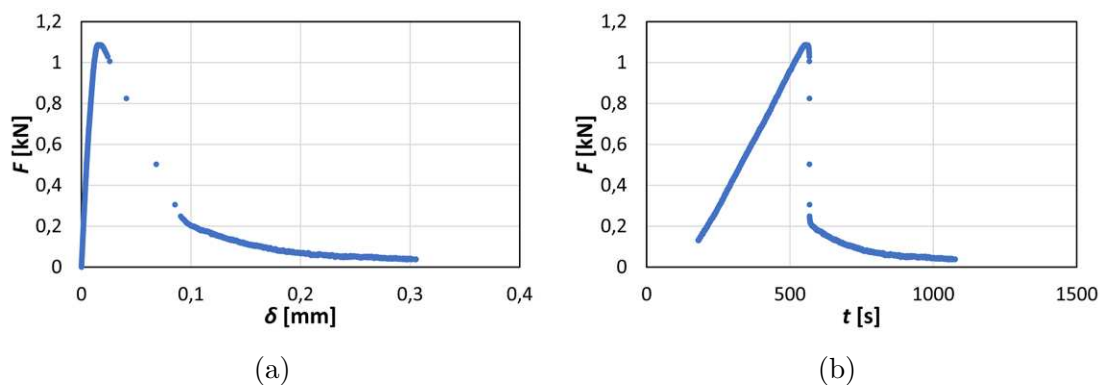


Obr. A.5: Aproximace bodů metodou nejmenších čtverců (vlevo); posunutý a doplněný graf vzestupné větve F - δ diagramu (vpravo).

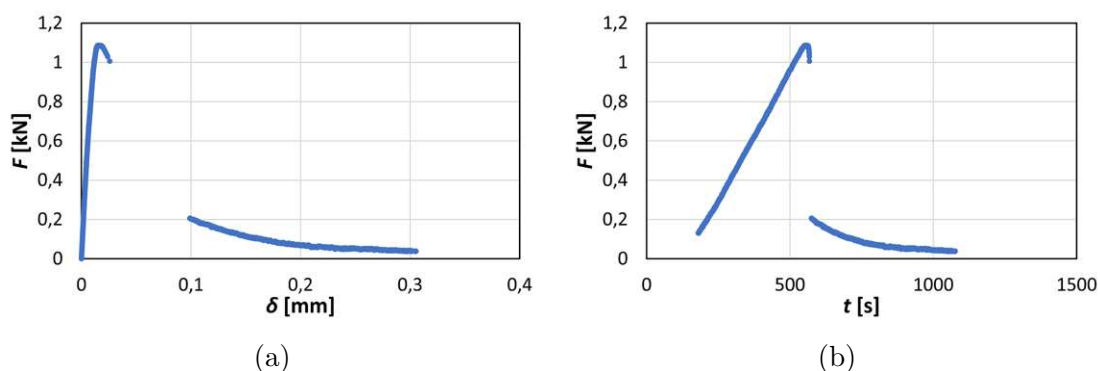
Výsledný F - δ diagram je zobrazen na Obr. A.6a, zatímco F - t diagram je zobrazen vpravo. Je zřejmé, že ani sestupná větev se nenaměřila korektně, přičemž důvodem byla náhlá ztráta stability vyvolaná nízkou tuhostí zatěžovacího zařízení [56]. Nicméně tato sestupná větev je kvalitativně nepřijatelná a je třeba její úprava a doplnění o chybějící body.

Samotné doplnění sestupné větve sestávalo ze dvou kroků. Prvním krokem bylo odstranění špatně podmíněných bodů, které během zápisu vznikly. Podkladem pro identifikaci těchto bodů a jejich následné smazání byla hodnota numerické derivace síly podle času (Rov. A.5) [131]. Kritérium, po jehož překročení dojde ke smazání bodů, bylo nastaveno na $0,01 \text{ N} \cdot \text{s}^{-1}$. Diagramy po aplikaci tohoto kritéria lze nalézt na Obr. A.7.

$$\frac{dF}{dt} = \frac{F_{i+1} - F_i}{t_{i+1} - t_i} \quad (\text{A.5})$$



Obr. A.6: Diagram síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ (vlevo); diagram síly F v závislosti na čase t (vpravo).



Obr. A.7: Diagram síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ (vlevo); diagram síly F v závislosti na čase t (vpravo).

Finálním krokem je doplnění sestupné větve F – δ diagramu. Pro doplnění byl vybrán polynom 3. stupně z důvodu zahrnutí následujících okrajových podmínek (Rov. A.6 – Rov. A.9) vyjadřujících spojitost ve funkčních hodnotách a v první derivaci navazujících částí F – δ diagramu.

$$y(x_p) = y_p, \quad (\text{A.6})$$

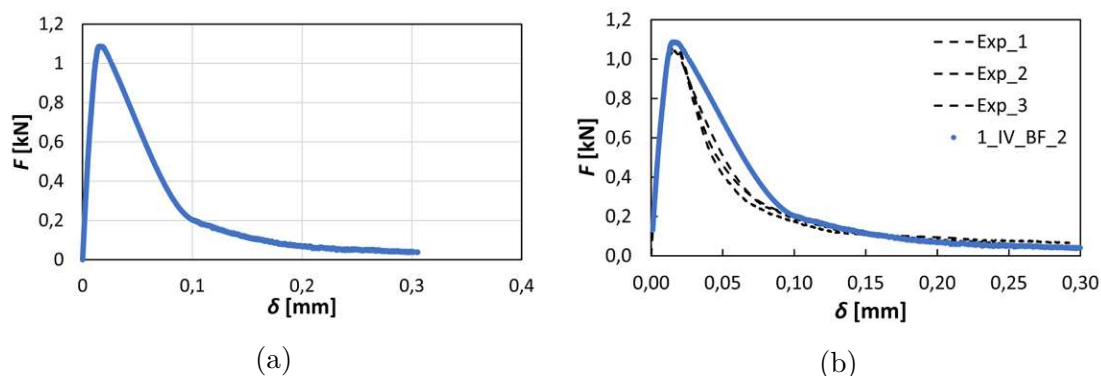
$$y(x_k) = y_k, \quad (\text{A.7})$$

$$\frac{d}{dx}y(x_p) = \frac{y_p - y_{p-1}}{x_p - x_{p-1}}, \quad (\text{A.8})$$

$$\frac{d}{dx}y(x_k) = \frac{y_{k+1} - y_k}{x_{k+1} - x_k}, \quad (\text{A.9})$$

kde x_p, y_p jsou souřadnice počátečního bodu [mm] a x_k, y_k jsou analogicky souřadnice koncového bodu aproximace [mm].

Výsledný F - δ diagram lze nalézt na Obr. A.8a. Porovnání tohoto diagramu s experimentálně naměřenými diagramy z předešlé kampaně je zobrazeno na Obr. A.8b.

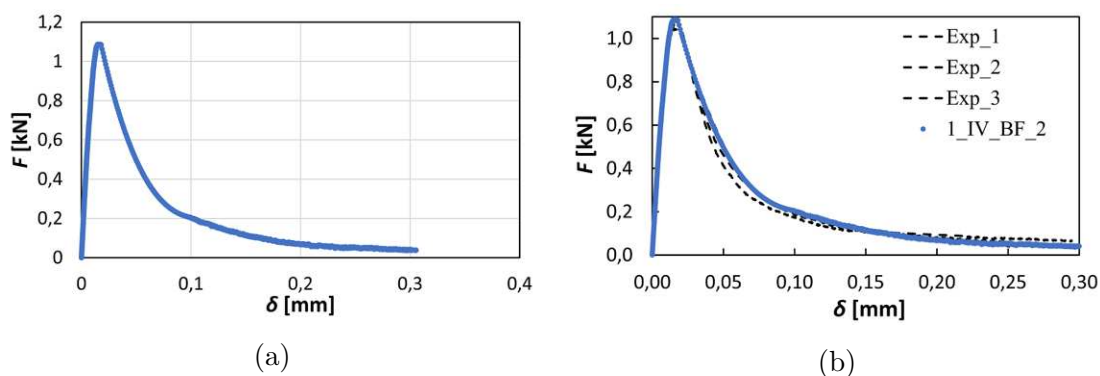


Obr. A.8: Diagram síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ (vlevo); porovnání upraveného diagramu 1_IV_BF_2 s naměřenými diagramy z předchozí kampaně (vpravo).

Z porovnání je zřejmé, že doplněná sestupná větev nekorresponduje s naměřenými větvemi F - δ diagramů (ozn. Exp_1, Exp_2 a Exp_3) a chyba v případě výpočtu specifické lomové energie G_F by byla na stranu nebezpečnou. Z tohoto důvodu je nutné neuvažovat při nahrazení sestupné větve s dalšími vybranými body, které jsou naměřeny po dosažení maximální síly F_{\max} . Je tedy nutné odebrání těchto bodů a zvolení okrajové podmínky tečnosti na začátku aproximace – viz Rov. A.10, což je hodnota známá z experimentů na stejné sadě těles, kde se sestupná větev naměřila korektně.

$$\frac{d}{dx}y(x_p) = -25 \quad (\text{A.10})$$

Výsledný F - δ diagram lze nalézt na Obr. A.9a a jeho porovnání s naměřenými sestupnými větvemi F - δ diagramů z předchozí měřicí kampaně na Obr. A.9b. Z tohoto porovnání je zřejmé, že tato aproximace sestupné větve lépe koresponduje s již naměřenými sestupnými větvemi.

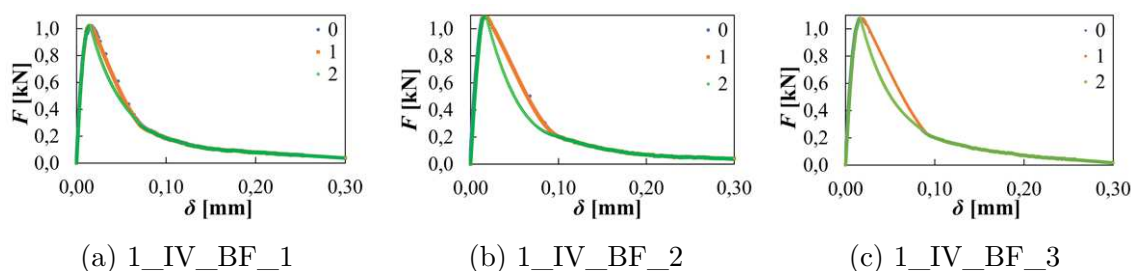


Obr. A.9: Diagram síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ (vlevo); porovnání upraveného diagramu 1_IV_BF_2 s naměřenými diagramy z předchozí kampaně (vpravo).

A.1.3 Vybrané výsledky

V tomto odstavci budou prezentovány upravené F - δ diagramy (Obr. A.10) a stanovené hodnoty lomové práce a specifické lomové energie (Tab. A.1) pro lomové odezvy třech zkušebních těles označených jako 1_IV_BF_ i , kde $i = 1, 2, 3$. Výsledky jsou vztaženy ke třem stádiím úpravy – označení „0“ (modrá barva v grafech na Obr. A.10) odpovídá původním datům bez jakékoliv úpravy (Obr. A.1), označení „1“ (oranžová barva v grafech na Obr. A.10) odpovídá úpravě dle Obr. A.8 a označení „2“ (zelená barva v grafech na Obr. A.10) odpovídá úpravě dle Obr. A.9.

Z průběhů F - δ diagramů (Obr. A.10) je zřejmé, že rozdíl mezi křivkami označenými „0“ a „1“ je zanedbatelný, zatímco mezi křivkami „1“ a „2“ je již tento rozdíl zřetelný. Tento rozdíl je způsoben odlišným nahrazením sestupné větve, kde u křivky „1“ je zcela opomenut vliv náhlé ztráty stability zatěžování, v literatuře nazývaný jako *snap down* [9].



Obr. A.10: Diagram síly F v závislosti na hodnotě průhybu δ pro zkušební tělesa.

Úprava F - δ diagramů má samozřejmě vliv na výsledné stanovení hodnot lomové práce W_F a specifické lomové energie G_F uvedené v Tab. A.1, ve které $E(X)$ reprezentuje průměrnou hodnotu, $\sigma(X)$ výběrovou směrodatnou odchylku a CoV variační koeficient, který je definován jako podíl směrodatné odchylky střední hodnotou.

Z Tab. A.1 je zřejmé, že nejnižší hodnota variačního koeficientu je dosažena pro úpravu „2“, zatímco nejvyšší hodnoty variačního koeficientu je dosaženo u hodnot získaných z neupravených dat.

Tab. A.1: Hodnoty (a základní statistické vyhodnocení) lomové práce W_F a specifické lomové energie G_F vypočtené pro různé úpravy diagramů.

	W_F [N · mm]			G_F [J · m ⁻²]		
	0	1	2	0	1	2
1_IV_BF_1	63,14	64,30	61,24	56,37	57,41	54,68
1_IV_BF_2	75,77	73,99	64,50	67,66	66,06	57,59
1_IV_BF_3	72,04	75,94	67,62	64,32	67,81	60,37
$E(X)$	70,32	71,41	64,45	62,78	63,76	57,55
$\sigma(X)$	6,49	6,24	3,19	5,80	5,57	2,85
$CoV(X)$	9,23	8,73	4,94	9,23	8,73	4,94

A.1.4 Porovnání

Porovnání hodnot specifické lomové energie $G_{F,i}$, kde $i = 1, 2$, pro úpravy označené „1“ a „2“ s hodnotou specifické lomové energie $G_{F,0}$ vypočtené z původních dat (bez úprav) je uvedeno v Tab. A.2. Je zřejmé, že úprava „1“ vykazuje hodnoty $G_{F,1}$ velmi blízké k hodnotě $G_{F,0}$, což znamená, že není reálný důvod pro provedení této úpravy. Oproti tomu hodnoty $G_{F,2}$ jsou o cca 8 % nižší než $G_{F,0}$. V práci [56] bylo dosaženo podobných výsledků, kdy autoři uvádějí, že „katastrofický“ průběh zatěžování v jejich případě nadhodnocuje hodnotu specifické lomové energie asi o 6 %.

Tab. A.2: Porovnání relativních hodnot specifické lomové energie pro jednotlivé úpravy.

	$G_{F,i}/G_{F,0}$ [-]	
	1	2
1_IV_BF_1	1,02	0,97
1_IV_BF_2	0,98	0,85
1_IV_BF_3	1,05	0,94
$E(X)$	1,02	0,92
$\sigma(X)$	0,04	0,06
CoV [%]	3,83	6,69

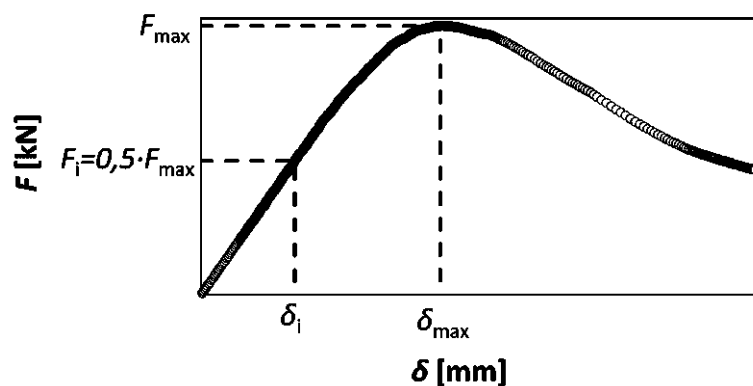
A.1.5 Závěr

Bylo zjištěno, že „katastrofický“ průběh zatěžování nadhodnocuje hodnotu specifické lomové energie o cca 8 %, což je na stranu nebezpečnou. Rovněž bylo zjištěno, že odstranění špatně podmíněných bodů ze sestupné větve zatěžovacího diagramu není dostatečné pro korektní aproximaci této sestupné větve. Za tímto účelem byla navržena okrajová podmínka tečnosti na začátku aproximované části na hodnotu známou z korektně naměřených diagramů u předešlé měřící kampaně a odstranění bodů po dosažení maximálního zatížení.

A.2 Makra pro vyhodnocení lomových testů

Pro vyhodnocení lomových testů byla vytvořena makra v programovacím jazyku Visual Basic for Application (VBA), který je součástí MS Excel [94].

V grafu na Obr. A.11 jsou vyznačeny hodnoty F a δ využívané ve vyhodnocovacích makrech, viz níže. Hodnoty s dolním indexem i reprezentující lineární část F - δ diagramu jsou brány pro poloviční hodnotu F_{\max} . Pouze uvedme, že hodnoty průhybů δ jsou v makrech uvedeny jako proměnné d , tj. δ_{\max} odpovídá d_{\max} a δ_i odpovídá d_i . Komentáře jsou tvořeny znakem '.



Obr. A.11: F - δ diagram s vyznačenými hodnotami využitými ve vyhodnocovacích makrech.

Modul pružnosti

Vstupy: Fmax, dmax ' Maximální síla a jí odpovídající průhyb
 Fi, di ' Z lineární části vzestupné větve F - δ diagramu
 B, W, S, a0 ' Rozměry
 q ' Vlastní tíha
Výstupy: Ei ' Modul pružnosti

alfa0 = a0/W ' Poměr délky trhliny k výšce vzorku
 F1 = 0 ' Inicializace cyklu
 n = 10000 ' Počet oblastí pro numerickou simulaci
 deltaalfa = alfa0 / n ' Rozdělení alfa pro numerickou simulaci
 alfa = deltaalfa / 2 ' Pro aplikaci lichoběžníkového pravidla [131]

For i = 0 To n - 1 Numerická intergrace

$$Y = (1.99 - \text{alfa} * (1 - \text{alfa}) * (2.15 - 3.93 * \text{alfa} + 2.7 * \text{alfa} * \text{alfa})) / ((1 + 2 * \text{alfa}) * \text{WorksheetFunction.Power}(1 - \text{alfa}, 3 / 2))$$

F11 = Y * Y * alfa

F1 = F1 + F11 * deltaalfa

alfa = alfa + deltaalfa

Next i

' **Výpočet modulu pružnosti**

$$Ei = Fi / (4 * B * di) * \text{WorksheetFunction.Power}(S / W, 3) * (1 + 5 * q * S / (8 * Fi) + \text{WorksheetFunction.Power}(W / S, 2) * (2.7 + 1.35 * q * S / Fi) - 0.84 * \text{WorksheetFunction.Power}(W / S, 3)) + 9 / 2 * Fi / (B * di) * (1 + q * S / (2 * Fi)) * \text{WorksheetFunction.Power}(S / W, 2) * F1$$

Efektivní lomová houževnatost

Vstupy: Fmax, dmax ' Maximální síla a jí odpovídající průhyb
 Fi, di ' Z lineární části vzestupné větve $F-\delta$ diagramu
 B, W, S, a0, alfa0 ' Rozměry
 q ' Vlastní tíha
 Ei ' Modul pružnosti

Výstupy: Kice ' Efektivní lomová houževnatost
 ae ' Efektivní délka trhliny

E = 0 ' Inicializace cyklu
 alfacyklus = alfa0 ' Inicializace cyklu

Do While E / Ei < 0.995 ' Cyklus pro vyhledání efektivní délky trhliny

F2 = 0 ' Inicializace cyklu
 n = 10000 ' Počet oblastí pro numerickou simulaci
 deltaalfa = alfa0 / n ' Rozdělení alfa pro numerickou simulaci
 alfa = deltaalfa / 2 ' Pro aplikaci lichoběžníkového pravidla [131]

For i = 0 To n - 1 ' Numerická intergrace

$$Y = (1.99 - \text{alfa} * (1 - \text{alfa}) * (2.15 - 3.93 * \text{alfa} + 2.7 * \text{alfa} * \text{alfa})) / ((1 + 2 * \text{alfa}) * \text{WorksheetFunction.Power}(1 - \text{alfa}, 3 / 2))$$

F22 = Y * Y * alfa
 F2 = F2 + F22 * deltaalfa
 alfa = alfa + deltaalfa

Next i

' **Výpočet modulu pružnosti**

$$E = F_{\max} / (4 * B * d_{\max}) * \text{WorksheetFunction.Power}(S / W, 3) * (1 + 5 * q * S / (8 * F_{\max}) + \text{WorksheetFunction.Power}(W / S, 2) * (2.7 + 1.35 * q * S / F_{\max}) - 0.84 * \text{WorksheetFunction.Power}(W / S, 3)) + 9 / 2 * F_{\max} / (B * d_{\max}) * (1 + q * S / (2 * F_{\max})) * \text{WorksheetFunction.Power}(S / W, 2) * F_2$$

alfacyklus = alfacyklus + 0.0005 ' Přírůstek poměrné délky trhliny

Loop ' Konec smyčky Do While

' Výpočet efektivní délky trhliny

ae = alfacyklus * W

' Výpočet efektivní lomové houževnatosti

Kice = (6 * Fmax * S) / (4 * B * W * W) * Math.Sqrt(ae) * Y

A.3 Vybrané části maker v programovacím jazyce Ansys Mechanical APDL

Vykřičník ! tvoří komentáře. Makra jsou rozsáhlá, a proto zde pro ilustraci budou prezentovány jejich vybrané části.

A.3.1 Tvorba MKP sítě okolo vrcholu trhliny

```
FINISH
```

```
/CLEAR, START
```

```
/PREP7
```

```
CSYS,0
```

```
! ***** Deklarace proměnných *****
```

```
*set,pi,acos(-1)           !definice  $\pi$  pro výpočet velikosti prvku
*set,polomer,1e-3          !poloměr kružnice nodu kolem vrcholu inkluze
*set,a0,11.2e-3            !délka zářezu
streduzel=1/2
*set,du1,22.5              ! Dělení po 22.5°
*set,inrad,polomer/80
*set,outrad,polomer
*set,d,polomer
```

```
!*****
```

```
!***** ZADÁNÍ MATERIÁLŮ *****
```

```
!*****
```

```
! ***** Lomově mechanické parametry matrice *****
```

```
! *****
```

```
EEE1=39.31e9                !Modul pružnosti - MATRIX (cementová pasta)
```

```
NNN1=0.20                  !Poissonovo číslo
```

```
KIcmtx=0.582e6             !Pa.m1/2
```

```
sigmamtx=2*KIcmtx/sqrt(2*pi*d)  !Maximální tangenciální napětí
```

```
UIMP,1,EX, , ,EEE1,
```

```
UIMP,1,NUXY, , ,NNN1,
```

```

! *****
! ***** KONEC ZADÁNÍ MATERIÁLŮ *****
! *****

rovinna=1                !volba rovinné napjatosti (0) nebo deformace (1)

!*****
!***** ZADÁNÍ ELEMENTŮ *****
!*****

et,1,183                !8 uzlový prvek
et,2,183                !6 uzlový prvek

*if,rovinna,eq,0,then
KEYOPT,2,1,1            !nastavení prvku 2 (RN 2,3,0)
KEYOPT,2,3,0
KEYOPT,2,6,0
KEYOPT,1,1,0            !nastavení prvku 1 (RN 1,3,0)
KEYOPT,1,3,0
KEYOPT,1,6,0
*else
KEYOPT,2,1,1            !nastavení prvku 2 (RD 2,3,2)
KEYOPT,2,3,2
KEYOPT,2,6,0
KEYOPT,1,1,0            !nastavení prvku 1 (RD 1,3,2)
KEYOPT,1,3,2
KEYOPT,1,6,0
*endif

! *****
! ***** KONEC ZADÁNÍ ELEMENTŮ *****
! *****

!*****
! ***** Tvorba vějíře *****
!*****

allsel
asel,none

```

lsel,none

ksel,none

local,11,0,xova,yova,0,0,0,0,

csys,11

WPCSYS,-1,11 ! Přepne počátek do lokálního systému

pcirc,inrad*streduzel,0,-90,-90+du1 ! Posunutí uzlu do 1/4 nebo 1/2

adel,all

ldel,all

NKPT, ,ALL

pcirc,inrad,0,-90,-90+du1

adel,all

ldel,all

nkpt, ,all

pcirc,inrad,0,-90,-90+du1/2

adel,all

ldel,all

nkpt, ,all

nummrg,all,1e-10

numcomp,all

shpp,warn

type,2

e,3,4,5,1,6,2

nselect,u,loc,x,0,0

ksel,u,loc,x,0,0

*do,uheel,-90+du1,360-90,du1

!tvorba zbytku vějíře (mat 1)

pcirc,inrad*streduzel,0,uheel,uheel+du1

!posunutí uzlu do 1/4 nebo 1/2

pcirc,inrad,0,uheel,uheel+du1

pcirc,inrad,0,uheel+(du1/2),uheel+du1

*enddo

adel,all

ldel,all

nkpt, ,all

nummrg,all,1e-10

numcomp,all

e,3,5,9,2,10,7

e,3,9,12,7,13,11

deleni1=(360-4*du1)/du1

*do,i,0,(deleni1)*3,3

e,3,12+i,15+i,11+i,16+i,14+i

*enddo

nummrg,all,1e-10

```
!*****
! ***** Tvorba okolních oblouků *****
!*****
```

allsel

pcirc,inrad,outrad,-90,0

pcirc,inrad,outrad,0,90

pcirc,inrad,outrad,90,180

pcirc,inrad,outrad,180,270

```
!*****
!***** Konec Tvorba okolních oblouků *****
!*****
```

csys,0

ksel,s,loc,y,yova,h

nrel,s,loc,y,yova,h

nummrg,all,1e-10

allsel

A.3.2 Vyhodnocení šíření trhliny

```
! *****
! ***** POSTPROCESSOR *****
```



```

! *****
FINISH
/POST1          ! Přepne do postprocessingu
SET, LAST      ! Poslední krok výpočtu

csys,0         ! Volba souřadného systému
rsys,0         ! Volba výsledkového souřadného systému

maxuhel=0      ! Inicializace cyklu
uhylek=-45     ! Inicializace cyklu
maxsyy=0       ! Inicializace cyklu

*do,radky,1,360/(4*invej),1,          ! Cyklus pro vyhledání maxima

local,13,1,0,yova,,90+uhylek,
CSYS,13
RSYS,13

cislo1=NODE(0,0,0)          ! Vrátí číslo nodu nejbliže těmto souřadnicím (v lo-
kálním souřadném systému)
cislo2=NODE(polomer,0,0)   ! Vrátí číslo nodu nejbliže těmto souřadni-
cím (v lokálním souřadném systému)

PATH,pp,2,30,200,
PPATH,1,cislo1,
PPATH,2,cislo2,
PDEF, ,S,Y,AVG
PCALC,INTG,SttAVG,SY,S,1/polomer,          ! Vypočte průměrnou hodnotu
napětí před vrcholem trhliny
*get,Sttavgg,path,0,last,SttAVG,          ! Zapiše konečnou hodnotu vypočtené
průměrné hodnoty

! ***** Vyhledání maxima syy *****
*if,sttavgg,gt,maxsyy,then

maxsyy=sttavgg
maxuhel=uhylek

*endif

uhylek=uhylek+invej

```

```
*enddo,radky

!***** Zjištění CMOD a průhybu *****
load=sigmamtx/maxsyy

csys,0

nsel,s,loc,x,-1e-10,1e-10
nsel,r,loc,y,-1e-10,1e-10

*get,node1,node,N,NXTH,
*get,node2,node,N,NXTL,

! Zjištění posunů jednotlivých nodů
*get,ux1,node,node1,U,x,
*get,uy1,node,node1,U,y,

*get,ux2,node,node2,U,x,

*get,uy2,node,node2,U,y,

def=(uy1+uy2)*500*load
maxdef=uy1*1000*load
cmod=sqrt((ux1-ux2)*(ux1-ux2)+(uy1-uy2)*(uy1-uy2))*1000*load

allsel

!***** Zapis hodnot do souboru *****
*cfdopen,název_d=%d%.txt
*cfwrite,zarez,theta,sigmamax,Load,deflecti,CMODd
*vwrite,yova,maxuhel,maxsyy,load,def,cmod
(E13.5,2X,F5.1,2X,E13.5,2X,E13.5,2X,E13.5,2X,E13.5)

*cfclose
```