



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STAVEBNÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

ÚSTAV STAVEBNÍ MECHANIKY

INSTITUTE OF STRUCTURAL MECHANICS

LOMOVÉ TESTY VYBRANÝCH TĚLES SE SPECIÁLNÍM PLNIVEM: EXPERIMENTY A NUMERICKÁ SIMULACE

FRACTURE TESTS OF SELECTED SPECIMENS WITH SPECIAL AGGREGATES: EXPERIMENTS
AND NUMERICAL SIMULATION

DIPLOMOVÁ PRÁCE

DIPLOMA THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. TOMÁŠ MAJDA

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

prof. Ing. ZBYNĚK KERŠNER, CSc.

BRNO 2019



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

FAKULTA STAVEBNÍ

Studijní program	N3607 Stavební inženýrství
Typ studijního programu	Navazující magisterský studijní program s prezenční formou studia
Studijní obor	3607T009 Konstrukce a dopravní stavby
Pracoviště	Ústav stavební mechaniky

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

Student	Bc. Tomáš Majda
Název	Lomové testy vybraných těles se speciálním plnivem: experimenty a numerická simulace
Vedoucí práce	prof. Ing. Zbyněk Keršner, CSc.
Vedoucí-specialista	doc. Ing. Petr Frantík, Ph.D.
Datum zadání	31. 3. 2018
Datum odevzdání	11. 1. 2019

V Brně dne 31. 3. 2018

prof. Ing. Drahomír Novák, DrSc.
Vedoucí ústavu

prof. Ing. Miroslav Bajer, CSc.
Děkan Fakulty stavební VUT

PODKLADY A LITERATURA

- BACKERS, T. Fracture toughness determination and micromechanics of rock under mode I and mode II loading. Dissertation, University of Potsdam, 2004.
 - COLLEPARDI, M. Moderní beton. Informační centrum ČKAIT, Praha, 2009.
 - FRANTÍK, P., MAŠEK, J. GTDiPS software, <http://gtdips.kitnarf.cz/>, 2015.
 - KARIHALOO, B. L. Fracture mechanics and structural concrete. New York: Longman Scientific & Technical, 1995.
 - KERŠNER, Z., PUKL, R., NOVÁK, D. Nelineární lomová mechanika pro modelování prvků a konstrukcí z kvazikřehkých materiálů. Studijní opora předmětu Vybrané stati z nosných konstrukcí budov, modul BL13-MO3, FAST VUT v Brně, Brno, 2006.
 - OUCHTERLONY, F. Suggested methods for determining the fracture toughness of rock. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts. 25 (1988) 71–96.
 - RILEM TC-50 FMC Recommendation. Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend test on notched beams, Materials & Structures. 18 (1985) 285–290.
 - VAVRO, L. Fracture toughness of rock and its determination for geomechanical evaluation of rock and rock mass. Dissertation, VŠB–Technical University of Ostrava, 2014.
 - VESELÝ, V. The role of process zone in quasi-brittle fracture. Zkrácená verze habilitační práce. Vutium, Brno, 2015.
- Další podklady podle pokynů vedoucího práce.

ZÁSADY PRO VYPRACOVÁNÍ

Studium doporučených podkladů a souvisejících materiálů, průzkum webových zdrojů, orientace v zadané problematice porušování a lomu vybraných stavebních materiálů/hornin, včetně kompozitů se speciálním plnivem, lomové parametry, aplikace numerického modelu, realizace a vyhodnocení vhodných lomových experimentů, diskuse výsledků, závěrečné shrnutí.

Vedoucí-specialista: doc. Ing. Petr Frantík, Ph.D.

STRUKTURA DIPLOMOVÉ PRÁCE

VŠKP vypracujte a rozčleňte podle dále uvedené struktury:

1. Textová část VŠKP zpracovaná podle Směrnice rektora "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací" a Směrnice děkana "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací na FAST VUT" (povinná součást VŠKP).
2. Přílohy textové části VŠKP zpracované podle Směrnice rektora "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací" a Směrnice děkana "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací na FAST VUT" (nepovinná součást VŠKP v případě, že přílohy nejsou součástí textové části VŠKP, ale textovou část doplňují).

prof. Ing. Zbyněk Keršner, CSc.
Vedoucí diplomové práce

ABSTRAKT

Diplomová práce se zabývá vybranými lomovými testy a vyhodnocením lomových parametrů těles z cementových kompozitů. Jedna část práce se zabývá cementovým kompozitem se skleněným sférickým plnivem jednotné frakce 2 mm. Po výrobě byly trámce rozměrů 20×40×200 mm vystaveny teplotám v rozmezí 100 až 1000 °C po dobu jedné hodiny. Užitím nedestruktivní metody ultrazvukových impulzů byl určen stupeň poškození teplotním zatížením. Vybraná tělesa byla poté lomově testována tříbodovým ohybem a na úlomcích zjištěna informativní pevnost v tlaku.

V druhé části byla pozornost věnována vyhodnocení lomových testů betonových těles z jádrových vývrtů odebraných z objektů bývalého Plynárenského řídicí centra Transgas v Praze. Zkušební tělesa byla opatřena šipovým vrubem a následně zkoušena v tříbodovém ohybu.

Naměřená data byla upravena programem GTDiPS a v případě kompozitu se skleněným plnivem byl k vyhodnocení lomových parametrů použit program StiCrack.

KLÍČOVÁ SLOVA

Beton, lomový test, diagram síla–posun, jemnozrný cementový kompozit, skleněný sférický agregát, vysoká teplota, program GTDiPS, program StiCrack

ABSTRACT

The diploma thesis deals with selected fracture tests and evaluation of fracture parameters of cement-based composite. One part of the thesis deals with cement-based composite with glass spherical aggregate of a single fraction of 2 mm. After production, the beams with dimensions of 20×40×200 mm exposed to temperatures in the range 100–1000 °C for one hour. Using the non-destructive ultrasonic pulse method, the degree of damage caused by thermal load was determined. Selected specimen with central edge notch were then tested in three-point bending and fragments after these tests were tested in compression.

In the second part, attention was paid to the evaluation of fracture tests conducted on specimen from drill-cores taken from selected objects located at the former Transgas Gas Control Center in Prague. The specimen were provided with a chevron notch before being tested in three-point bending.

The measured data was modified by the GTDiPS program and in the case of the glass composite the StiCrack program was used to evaluate fracture parameters.

KEYWORDS

Concrete, fracture test, diagram force–displacement, fine-grained cement-based composite, glass spherical aggregate, high temperature, software GTDiPS, software StiCrack

MAJDA, Tomáš. *Lomové testy vybraných těles se speciálním plnivem: experimenty a numerická simulace*. Brno, 2019, 60 s. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav stavební mechaniky. Vedoucí práce: prof. Ing. Zbyněk Keršner, CSc.; vedoucí-specialista: doc. Ing. Petr Frantík, Ph.D.

Prohlášení

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

Brno

.....

podpis autora

Poděkování

Děkuji svému vedoucímu diplomové práce panu prof. Ing. Zbyňku Keršnerovi, CSc. za odborné vedení, ochotu a trpělivost při zpracování této práce. Dále děkuji svému vedoucímu-specialistovi doc. Ing. Petru Frantíkovi, Ph.D. za podnětné postřehy k úpravě naměřených dat a poskytnutí příslušné aplikace.

V neposlední řadě děkuji svým rodičům, kteří mi poskytli dokonalé zázemí a finančně i mentálně mě podporovali v průběhu celého studia.

Práce vznikla v rámci řešení projektu **GA 16-18702S** – Problematika porušování v blízkosti rozhraní plniva a matrice kompozitů na silikátové bázi (AMIRI), podporovaném Grantovou agenturou České republiky.

Brno

.....
podpis autora

OBSAH

Úvod	13
1 Lomová mechanika	14
1.1 Lineární elastická lomová mechanika (LELM)	14
1.1.1 Griffithova teorie	14
1.1.2 Irwinova teorie	16
1.1.3 Módy zatěžování	17
1.2 Nelineární lomové modely pro beton	18
1.2.1 Model efektivní trhliny	18
1.2.2 Model Dvojí-K	19
1.3 Lomové testy	20
1.3.1 Tříbodový ohyb – 3PBT	20
1.4 Lomové parametry	21
1.4.1 Modul pružnosti E	21
1.4.2 Lomová houževnatost K_{Ic}	22
1.4.3 Lomová práce W_F a lomová energie G_F	23
2 Lomové testy	25
2.1 Betony jádrových vývrtů objektů Transgas	25
2.1.1 Experimentální detaily	26
2.1.2 Metody stanovené lomově mechanických parametrů	26
2.2 Speciální cementový kompozit	28
2.2.1 Výroba trámců	28
2.2.2 Testování	28
3 Zpracování a vyhodnocení dat	32
3.1 Úprava dat lomových testů	32
3.1.1 Úpravy pomocí softwaru GTDiPS	32
3.2 Program StiCrack	33
4 Model MKP	35
5 Výsledky	37
5.1 Betony objektů Transgas	37
5.2 Speciální cementový kompozit	38
6 Závěr	41
Literatura	42

Seznam symbolů, veličin a zkratk	44
Seznam příloh	46
A Upravené zatěžovací diagramy betonů objektů Transgas	47
B Výstupy programu StiCrack	56

SEZNAM OBRÁZKŮ

1.1	Tenká elastická deska ($L \gg t$) s eliptickým otvorem vystavena rovnoměrným vzdáleným tahovým napětím	15
1.2	Obecný stav napětí v blízkosti kořene trhliny pod kombinací všech tří zatěžovacích módů	16
1.3	Tři základní módy zatěžování tělesa s trhlinou	17
1.4	Typický diagram síla–přetvoření trojbodově ohýbaných trámců s různými poměry a_0/W	18
1.5	Grafické znázornění významných bodů na křivce P – $CMOD$ nebo P – δ	20
1.6	Schéma zatěžování trámce s koncentrátorem napětí	21
2.1	Odebraná tělesa připravená pro lomové experimenty	25
2.2	Schéma třibodového ohybu tělesa se šípovým zářezem	26
2.3	Vybraný lomový experiment	27
2.4	Tělesa po lomových experimentech	27
2.5	Ilustrace výroby silikonových forem	29
2.6	Ilustrace výroby trámců z cementového kompozitu	29
2.7	Sestava zařízení pro metodu ultrazvukových impulzů	30
2.8	Tlaková zkouška úlomku trámce	31
3.1	Výchozí okno aplikace GTDiPS	33
3.2	Úvodní stránka programu StiCrack	34
4.1	Geometrie modelu se sítí konečných prvků	35
4.2	Porovnání diagramů síla–posun z lomového testu a pilotní numerické simulace	36
5.1	Graf závislosti naměřených informativních tlakových pevností na teplotě, kterou byla tělesa zatěžována	40
A.1	Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TA1 po úpravě v programu GTDiPS	47
A.2	Zatěžovací diagram síla– $CMOD$ vzorku TA1 po úpravě v programu GTDiPS	47
A.3	Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TA2 po úpravě v programu GTDiPS	48
A.4	Zatěžovací diagram síla– $CMOD$ vzorku TA2 po úpravě v programu GTDiPS	48
A.5	Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TA3 po úpravě v programu GTDiPS	49
A.6	Zatěžovací diagram síla– $CMOD$ vzorku TA3 po úpravě v programu GTDiPS	49

A.7	Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TB1 po úpravě v programu GTDiPS	50
A.8	Zatěžovací diagram síla– <i>CMOD</i> vzorku TB1 po úpravě v programu GTDiPS	50
A.9	Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TB2 po úpravě v programu GTDiPS	51
A.10	Zatěžovací diagram síla– <i>CMOD</i> vzorku TB2 po úpravě v programu GTDiPS	51
A.11	Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TB3 po úpravě v programu GTDiPS	52
A.12	Zatěžovací diagram síla– <i>CMOD</i> vzorku TB3 po úpravě v programu GTDiPS	52
A.13	Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TC1 po úpravě v programu GTDiPS	53
A.14	Zatěžovací diagram síla– <i>CMOD</i> vzorku TC1 po úpravě v programu GTDiPS	53
A.15	Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TC2 po úpravě v programu GTDiPS	54
A.16	Zatěžovací diagram síla– <i>CMOD</i> vzorku TC2 po úpravě v programu GTDiPS	54
A.17	Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TC3 po úpravě v programu GTDiPS	55
A.18	Zatěžovací diagram síla– <i>CMOD</i> vzorku TC3 po úpravě v programu GTDiPS	55
B.1	Vstupní a výstupní data testu 3_100	56
B.2	Vstupní a výstupní data testu 4_100	56
B.3	Vstupní a výstupní data testu 6_200	57
B.4	Vstupní a výstupní data testu 8_200	57
B.5	Vstupní a výstupní data testu 10_400	58
B.6	Vstupní a výstupní data testu 11_400	58
B.7	Vstupní a výstupní data testu 12_400	59
B.8	Vstupní a výstupní data testu 25_100	59
B.9	Vstupní a výstupní data testu 29_20	60
B.10	Vstupní a výstupní data testu 30_20	60

SEZNAM TABULEK

2.1	Rozměry zkušebních těles a hloubky zářezů	26
5.1	Lomově-mechanické parametry betonu vývrtů	37
5.2	Poměr cementu a kameniva ve zkoumaných betonech	37
5.3	Naměřená data, výsledky metody ultrazvukových impulsů a hodnoty informativních pevností v tlaku	39
5.4	Aritmetické průměry (směrodatné odchylky) vybraných naměřených charakteristik	40
5.5	Korelační koeficienty vybraných charakteristik	40

ÚVOD

Kompozitní materiály (např. beton), které jsou předmětem této diplomové práce, představují jedny z nejčastěji užívaných stavebních materiálů. Návrhování betonových konstrukcí je stále do velké míry založeno na teorii pružnosti a plasticity. Tyto teorie však neberou v potaz defekty, které vznikají v betonové konstrukci již před samotným zatížením. Po zformování teorie lomové mechaniky aplikovatelné na kvazikřehké materiály, nastala mezi vědci shoda o výhodách, které zavedení této teorie do metodiky návrhu prostého a vyztuženého betonu může mít.

Předmětem této práce je zkoumání cementových kompozitních materiálů z hlediska jejich lomových charakteristik. Bližší pozornost bude v dalším textu soustředěna na speciální cementový kompozit, ve kterém je použit skleněný kulový agregát jednotné frakce 2 mm. Zkušební tělesa tohoto kompozitu byla před lomovými testy vystavena různým zvýšeným teplotám. Výstupy z lomových testů tohoto kompozitu jsou porovnány s pilotní numerickou simulací.

Dále bude pozornost věnována vyhodnocení lomových testů betonů jádrových vývrtů z několika objektů bývalého Plynárenského řídicího centra Transgas v Praze.

1 LOMOVÁ MECHANIKA

Lomová mechanika je vědní obor mechaniky tuhých těles zabývající se chováním materiálu v okolí kořene trhliny. Zabývá se tedy chováním těles s koncentrátorem či koncentrátory napětí.

Přestože stávající návrhové postupy betonových konstrukcí nesporně plní svoji úlohu, jsou bohužel z velké části empirické povahy. Lomová mechanika nabízí obecnou teorii porušení materiálů. Dále například nabízí zvýšení spolehlivosti konstrukcí a finanční úspory. O potenciálním využití lomové mechaniky při návrhu betonových konstrukcí pojednává například Karihaloo (1995).

1.1 Lineární elastická lomová mechanika (LELM)

Základy LELM položil Alan Arnold Griffith (1920). Poukázal na to, že tvrdé křehké materiály obsahují trhliny, u jejichž kořenů se při namáhání koncentrují napětí. Přítomnost trhlín vysvětluje výrazně nižší reálnou tahovou pevnost materiálů na rozdíl od pevnosti teoreticky odhadované. Griffithova teorie zohledňuje pouze křehké materiály. V 60. letech minulého století byla tato teorie rozšířena o limitovanou plastickou zónu v oblasti kořene trhliny, plastická zóna však musí být mnohem menší než délka trhliny.

1.1.1 Griffithova teorie

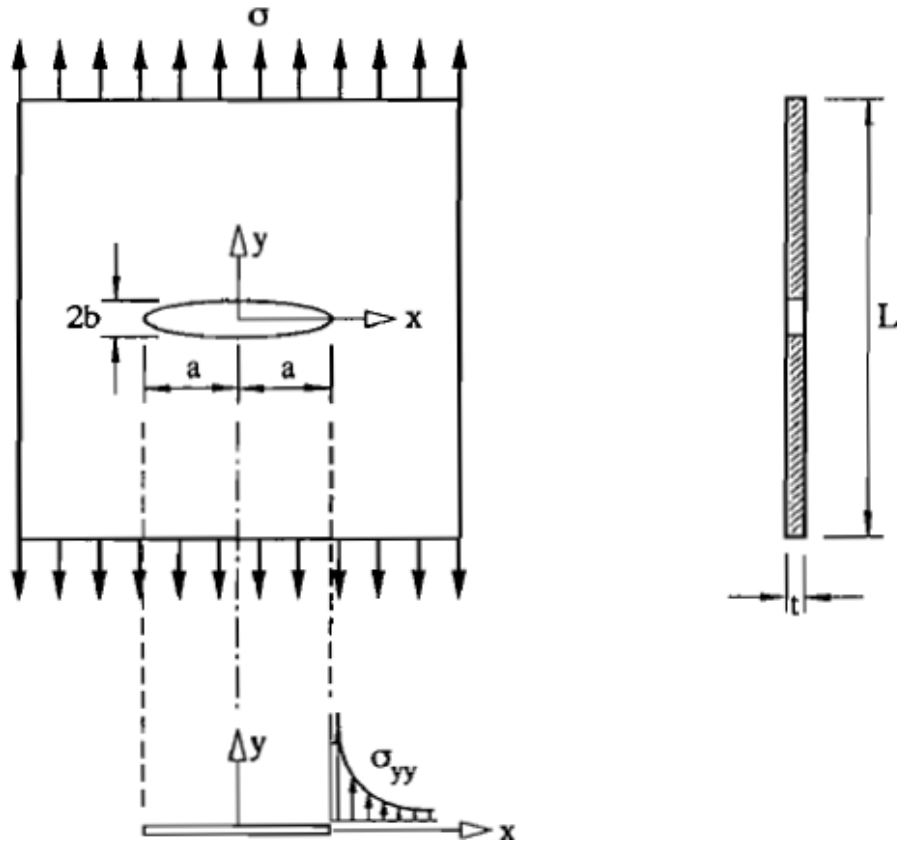
Griffith (1920) popisuje lom ideálně křehkého materiálu. Jako příklad takového materiálu používá sklo, na kterém svou teorii experimentálně ověřuje. Teorie pohlíží na problematiku šíření trhliny z energetického hlediska. Trhlina se šíří po nahromadění dostatečného množství potenciální energie k překonání odporu materiálu proti vzniku nových lomových ploch. S růstem trhlín vznikají další lomové plochy. Energetická podmínka rovnováhy pro stabilní růst trhliny může být zapsána takto:

$$\frac{\partial}{\partial a} (W - \Gamma) = 0, \quad (1.1)$$

kde a je délka trhliny, W je energie nutná k šíření trhliny a Γ je povrchová energie trhliny stanovena vztahem:

$$\Gamma = 4a\gamma, \quad (1.2)$$

kde γ je měrná povrchová energie.



Obr. 1.1: Tenká elastická stěna ($L \gg t$) s eliptickým otvorem vystavena rovnoměrným vzdáleným tahovým napětím σ (Inglisův problém). Když $b \rightarrow 0$ otvor se podobá trhlině (Griffithův problém) s napětím σ_{yy} rostoucím k nekonečnu; Karihaloo (1995)

Griffith využil Inglisovo řešení pro eliptický otvor v nekonečně velké elasticky se chovající stěně – viz Obr. 1.1 Popsal velikost kritického napětí v závislosti na délce trhliny $2a$:

$$\sigma\sqrt{\pi a} = \sqrt{2E'\gamma} \quad (1.3)$$

kde σ je tahové napětí, a je délka trhliny, γ je opět měrná povrchová energie a $E' = E$ (modul pružnosti) pro úlohy rovinné napjatosti, případně $E' = E(1 - \nu^2)$ pro úlohy rovinné deformace, kde ν je Poissonovo číslo.

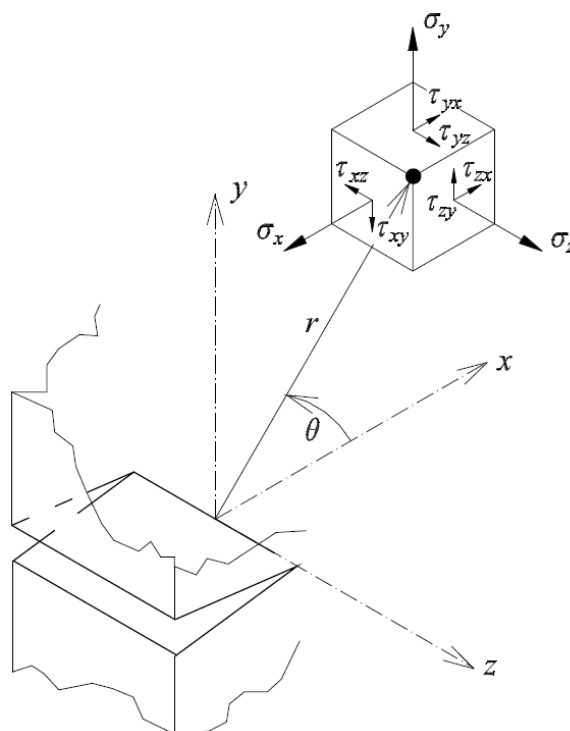
Obecně vzato je řešení úlohy s trhlinou trojrozměrný problém, je možno ji však mnohdy zjednodušit na úlohu rovinou, jelikož největší napětí působí ve směru namáhání.

Griffithova teorie hovoří pouze o ideálně křehkých materiálech. Je však třeba podotknout, že Griffithovo vysvětlení rozdílnosti mezi teoretickou a reálnou tahovou

pevností bylo experimentálně potvrzeno. Tahová pevnost „bezvadných“ ($a \rightarrow 0$) materiálů se blíží hodnotě teoreticky předpovězené.

1.1.2 Irwinova teorie

V křehkém materiálu probíhá celý lomový proces v kořeni trhliny, zbytek hmoty zůstává lineárně pružný. Irwin (1957) také zaznamenal, že v blízkosti ostrého kořene trhliny jsou napěťové složky stejné, nezávisle na tvaru pružného tělesa a způsobu zatěžování.



Obr. 1.2: Obecný stav napětí v blízkosti kořene trhliny pod kombinací všech tří zatěžovacích módů

Irwin analyticky odvodil vztahy pro výpočet složek napětí a posunutí pro tři hlavní zatěžovací módy (1.1.3). Tato řešení jsou platná pouze v blízkosti trhliny, kde $r \ll a$.

Následující vztahy jsou uvedeny v polárních souřadnicích, které lze vyčíst na Obr. 1.2, a odpovídají zatěžovacímu módu I, který má v inženýrské praxi největší význam a využití.

$$\begin{aligned}
\sigma_{xx} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right), \\
\sigma_{yy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right), \\
\sigma_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2},
\end{aligned} \tag{1.4}$$

kde σ_{ij} jsou složky napětí, K_I je faktor intenzity napětí (pro mód I), r je vzdálenost bodu od kořene trhliny a θ je polární úhel od kořene trhliny.

Ze vztahů 1.4 vyplývá, že v přímé linii od kořene trhliny (tedy $\theta = 0$) $\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = K_I/\sqrt{2\pi r}$, $\sigma_{xy} = 0$. Což potvrzuje, že v jednoosém tahovém poli dochází v blízkosti kořene trhliny k dvouosému tahu, který je obzvláště náchylný ke křehkému lomu.

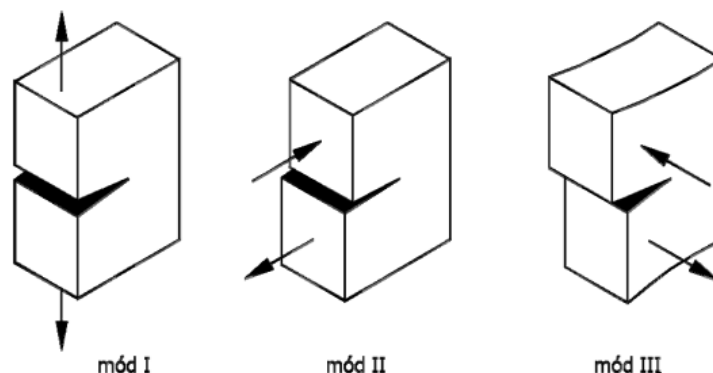
1.1.3 Módy zatěžování

Obecný stav napětí v tělese s trhlinou je zvykem rozdělit na tři základní stavy. Nazývají se mód I, II a III a definoval je Irwin (1957):

Mód I – tahový – tahové napětí působí kolmo k rovině trhliny.

Mód II – rovinný smykový – smykové napětí působí rovnoběžně s rovinou trhliny a zároveň kolmo k jejím čelům.

Mód III – antirovinný smykový – smykové napětí působí rovnoběžně s rovinou trhliny a zároveň rovnoběžně s jejími čely.

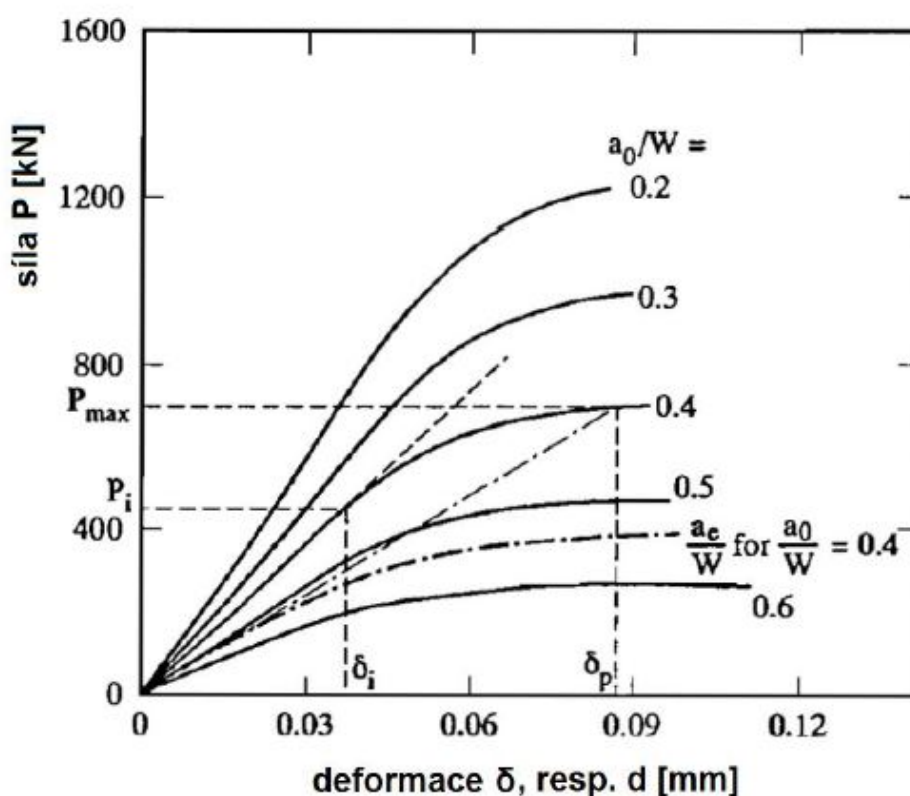


Obr. 1.3: Tři základní módy zatěžování tělesa s trhlinou; Karihaloo (1995)

1.2 Nelineární lomové teorie pro beton

1.2.1 Model efektivní trhliny

Model efektivní trhliny pro lom betonu byl popsán v Nallathambi – Karihaloo (1986). Sestaven byl především pro konfiguraci trojbodového ohybu. Délka efektivní trhliny a_e je stanovena ze sečnové tuhosti reálného betonového vzorku v bodě maximálního zatížení P_{max} . Na Obr. 1.4 jsou znázorněny diagramy síla–posun betonových trámců se zářezem. Trámce mají stejné rozměry ($76 \times 80 \times 600$ mm) liší se jen délkou zářezu a_0 a tedy i poměrem délky zářezu k výšce trámce a_0/W .



Obr. 1.4: Typický diagram síla–přetvoření trojbodově ohýbaných trámců s různými poměry a_0/W podle Karihaloo (1995)

V lineární část diagramu platí, že tuhost je úměrná modulu pružnosti E a ten může být vypočítán z kterékoliv dvojice zatížení P_i a přetvoření δ_i . Vrcholné zatížení působící na trámec je v grafu vyznačeno jako P_{max} , odpovídající přetvoření pak δ_p . Sklon úsečky, která spojuje počátek a bod (P_{max}, δ_p) odpovídá takzvanému sečnovému modulu pružnosti trámce, pro který platí $a_0/W = 0,4$. Tatu úsečku můžeme také uvažovat jako tečnu lineární části trámce stejných rozměrů s větší trhlinou než je a_0 . Nazýváme ji efektivní trhlina a_e . Z obrázku je zřejmé, že pro trámec

$a_0/W = 0,4$ vychází poměr délky efektivní trhliny k výšce trámce a_e/W v intervalu $(0,5; 0,6)$.

Dle modelu efektivní trhliny nastane v betonové konstrukci lom, když faktor intenzity napětí K_I odpovídající délce efektivní trhliny a_e dosáhne své kritické hodnoty K_{Ic}^e .

$$K_I = K_{Ic}^e; a = a_e, \quad (1.5)$$

kde K_{Ic}^e je kritická hodnota faktoru intenzity napětí – v tomto případě efektivní lomová houževnatost.

Lom je v tomto modelu popsán dvěma parametry K_{Ic}^e a a_e . Je zřejmé, že oba parametry do určité míry závisejí na geometrii tělesa a také na způsobu zatěžování. Je známo, že se a_e , při rostoucí velikosti zatěžovaného vzorku, zmenšuje. Pro vzorek „nekonečně“ velký se hodnota a_e blíží a_0 , zatímco K_{Ic}^e se přibližuje hodnotě K_{Ic} pro LELM.

Nallathambi – Karihaloo (1986) předložili regresní vyjádření vztahu a_e k a_0 a geometrických proměnných, které se opíralo o rozsáhlé série testů těles zatěžovací zkouškou tříbodovým ohybem (3PBT).

$$\frac{a_e}{W} = \gamma_1 \left(\frac{(\sigma_N)_u}{E} \right)^{\gamma_2} \left(\frac{a_0}{W} \right)^{\gamma_3} \left(1 + \frac{g}{W} \right)^{\gamma_4}, \quad (1.6)$$

kde $(\sigma_N)_u = 6M_{\max}/(BW^2)$, $M_{\max} = (P_{\max} + qS/2)S/4$, a $\gamma_1 = 0,088 \pm 0,004$, $\gamma_2 = -0,208 \pm 0,010$, $\gamma_3 = 0,451 \pm 0,109$. Tento regresní vztah je aplikovatelný pouze na geometrii tříbodového ohybu, a to jen v rozmezí těchto proměnných: $g = 2-20$ mm (maximální velikost zrna plniva), $a_0/W = 0,1-0,6$, $W = 100-400$ mm.

Model efektivní trhliny nedokáže popsat tahové změkčení po dosažení maximálního zatížení.

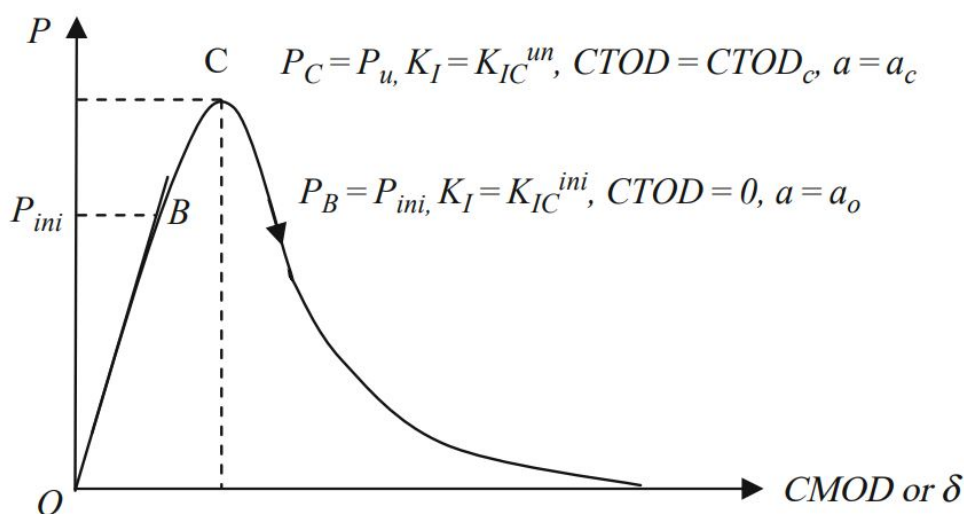
1.2.2 Model Dvojí-K

Na základě rozsáhlých lomových zkoušek (excentrický tah na velkých tělesech a 3PBT na malých tělesech) prezentovali Xu – Reinhardt (1999) tři fáze propagace trhliny v betonu:

- **iniciace trhliny** – při dosažení potřebného zatížení,
- **stabilní šíření trhliny** – trhlina se šíří v závislosti na dalším přitěžování,
- **nestabilní šíření trhliny** – trhlina roste samovolně bez ohledu na zatížení.

Výhoda modelu tkví v možnosti popsat úroveň stabilního i nestabilního šíření trhliny. Slouží k určení lomových parametrů z diagramů síla vs. otevření ústí trhliny ($F-CMOD$) získaného standardními lomovými zkouškami. Obr. 1.5 znázorňuje

typický průběh pracovního diagramu betonového tělesa s zářezem při zatěžování konstantním přírůstkem deformace. Do bodu B se materiál chová lineárně pružně a délka iniciačního zářezu neroste. Po dosažení zatížení v bodě B se v okolí kořene trhliny začíná tvořit lomová procesní zóna. V tělese je nelineárně rozloženo napětí a trhlina se začíná stabilně šířit. Faktor intenzity napětí K_I nabývá hodnoty, označované jako iniciační lomová houževnatost K_{IC}^{ini} . Bod C značí hodnotu maximálního zatížení. V okamžiku dosažení tohoto bodu se trhlina šíří nestabilně. Pro její růst již není nutné vzorek přitěžovat. Faktor intenzity napětí K_I je roven celkové lomové houževnatosti nestabilního lomu K_{IC}^{un} .



Obr. 1.5: Grafické znázornění významných bodů na křivce P – $CMOD$ nebo P – δ (Kumar – Barai, 2011)

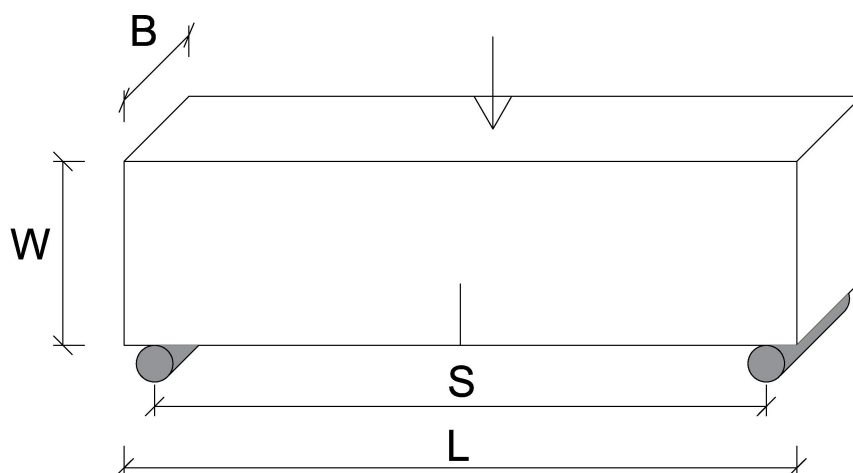
1.3 Lomové testy

1.3.1 Tříbodový ohyb – 3PBT

Pro stanovení lomových parametrů cementových kompozitů uvádí organizace RILEM (Mezinárodní sdružení laboratoří a expertů na stavební materiály, systémy a konstrukce) jako vhodnou zkušební metodu zkoušku tříbodovým ohybem na tělesech s koncentrátorem napětí.

Podpory jsou tvaru válečku o průměru 30 mm, které mohou rotovat. Válečky musí být během zkoušky umístěny na ocelové desce, tím je zamezeno působení horizontálních sil na zkoušené těleso. Zatížení se vnáší skrz váleček o průměru 30 mm. Jeden ze tří kontaktů (zatížení a podpory) musí být zafixován. Přetvoření je měřeno

z obou stran vzorku. Minimální přesnost zařízení je stanovena pro zatížení na 0,1 kN a pro přetvoření na 0,01 mm.



Obr. 1.6: Schéma zatěžování trávce s koncentrátorem napětí tříbodovým ohybem

Při zkoušení kvazi-křehkých materiálů je vhodné použít zařízení, které zatěžuje vzorek přírůstkem přetvoření (δ). Zařízení, které namáhá vzorek přírůstkem zatížení (F), není schopno zachytit sestupnou větev zatěžovacího diagramu. Bez znalosti průběhu celého diagramu síla–přetvoření nelze stanovit některé lomové parametry (např. lomová práce W_F a lomová energie G_F).

Nevýhody tříbodového ohybu

RILEM doporučuje pro beton s největší frakcí kameniva 32 mm vzorek rozměrů $100 \times 200 \times 1200$ mm, což odpovídá 55 kg betonu. Pro frakci kameniva 63 mm váží vzorek již 300 kg.

Jak již bylo uvedeno, ke stanovení lomové energie G_F je potřeba znalost průběhu celého zatěžovacího diagramu až po rozlomení vzorku. Trávce je však po celou dobu přitěžován vlastní tíhou, je proto mnohdy potřeba simulovat koncovou část sestupné větve diagramu numerickou analýzou.

1.4 Lomové parametry

1.4.1 Modul pružnosti E

Modul pružnosti E nespadá do kategorie lomových parametrů, lze jej však z lomových zkoušek snadno stanovit. Znalost této veličiny je posléze využita k určování tzv. efektivních lomových parametrů.

Známe-li předpis vystihující (v závislosti na geometrii a zatížení) posunutí libovolného místa na zatěžovaném vzorku, jsme schopni odvodit modul pružnosti.

Pro trámec se zářezem namáhaný tříbodovým ohybem je vztah pro výpočet modulu pružnosti následovný:

$$E = \frac{P_i}{4Bd_i} \left(\frac{S}{W}\right)^3 \left[1 + \frac{5qS}{8P_i} + \left(\frac{W}{S}\right)^2 \left(2,70 + 1,35 \frac{qS}{P_i} \right) - 0,84 \left(\frac{W^3}{S}\right)^3 \right] + \frac{9}{2} \frac{P_i}{2Bd_i} \left(1 + \frac{qS}{2P_i} \right) \left(\frac{S}{W}\right)^2 F_1(\alpha_0), \quad (1.7)$$

q je vlastní tíha v [N/m] a

$$F_1(\alpha_0) = \int_0^\alpha xY^2(x)dx, \quad (1.8)$$

$\alpha = a/W$, $Y(x)$ je funkce geometrie, P_i a d_i odkazují na libovolný bod vzeštné části zatěžovacího diagramu. Ve vztahu je zabudován Poissonův součinitel ν o hodnotě 0,2. První část vztahu zachycuje průhyb nosníku při zatěžování tříbodovým ohybem a je odvozena z nosníkové teorie. Druhá část pak přidává vliv zářezu, odvození vychází z Castiglianova principu.

1.4.2 Lomová houževnatost K_{Ic}

Z Irwinovy teorie 1.1.2 vychází jeden z nejdůležitějších lomových parametrů popisující stabilitu trhliny – faktor intenzity napětí. V odborné literatuře je označován písmenem K . V podstatě se jedná o upravený Griffithův vztah pro popis kritického napětí viz (1.13)

$$K = \sigma\sqrt{a\pi} \quad (1.9)$$

pro jednotlivé zatěžovací módy lze zapsat K_I , K_{II} a K_{III} :

$$\begin{aligned} K_I &= \sigma\sqrt{a\pi}, \\ K_{II} &= \tau\sqrt{a\pi}, \\ K_{III} &= \tau\sqrt{a\pi}. \end{aligned} \quad (1.10)$$

Pro specifický materiál lze stanovit kritickou hodnotu součinitele intenzity napětí K . Označuje se K_c (pro jednotlivé módy K_{Ic} , K_{IIc} a K_{IIIc}) a nazýváme ji lomová houževnatost. Za počátek nestabilního šíření trhliny je považován stav, kdy faktor intenzity napětí dosáhne kritické hodnoty faktoru intenzity napětí – lomové houževnatosti:

$$K = K_c. \quad (1.11)$$

Nějcastěji používaný tvar vzorku pro určení K_{Ic} je trámec se zářezem zatížený tříbodovým, nebo čtyřbodovým ohybem. Výhody tkví v nenáročnosti výroby a v relativní jednoduchosti procedury testování. Vzorek je postupně zatěžován, dokud se v zářezu nezačne šířit trhlina. Z odpovídající síly F_{max} je vypočítán ohybový moment v polovině rozpětí. Vztah pro výpočet lomové houževnatosti pak vypadá takto:

$$K_{Ic} = \frac{6M_{max}}{BW^2}Y\sqrt{a}. \quad (1.12)$$

B , W a a jsou rozměry zkušebního tělesa zobrazené na Obr. 1.6, M je ohybový moment od zatížení a vlastní tíhy, Y je funkce geometrie. Zlomek $6M_{max}/BW^2$ odpovídá tahovému napětí σ_{max} v krajních vláknech ze vztahu (1.9). Výraz $Y\sqrt{a}$ vyjadřuje vliv oslabení průřezu v místě zářezu.

1.4.3 Lomová práce W_F a lomová energie G_F

Je-li vzorek zatěžován malým přírůstkem deformace a veškerá práce lisu je přetvářena ve vzorku a spotřebovává se k vytvoření lomu, odpovídá tato práce W_F ploše pod zatěžovacím diagramem:

$$W_F = \int F(d)dd. \quad (1.13)$$

Lomovou energii definujeme jako celkové množství energie pohlcené tělesem až do kompletního porušení.

G_F je práce potřebná k vytvoření trhliny na jednotkové ploše vzorku A_{lig} :

$$G_F = \frac{W_F}{A_{lig}}. \quad (1.14)$$

Určení hodnoty lomové energie je vhodné, pokud při výpočtu konstrukce uvažujeme s nelineárním změkčením, např. u metody konečných prvků. Pomocí lomové energie také můžeme určit charakteristickou délku l_{ch} , o které lze uvažovat jako v hrubém odhadu délky procesní zóny l_p .

Velký vliv na hodnotu lomové energie má maximální velikost zrna kameniva. Tělesa s větší maximální frakcí dosahují vyšších hodnot lomové energie. Naopak tělesa s menší frakcí se více blíží křehkému chování a také práce potřebná k porušení tělesa je menší.

Tvar zrn je další faktor ovlivňující hodnotu lomové energie. K lomu snáze dochází u zrn oválných nebo kulatých, která nekladou lomu velký odpor. Kompozity se zrny s nepravidelným tvarem budou lomu odolávat lépe.

Definici lomové energie G_F a lomové práce W_F je třeba uvažovat jen pro ideální případ. Při zpracování experimentů se potýkáme s mnohými nepříjemnostmi, a proto hodnoty naměřené $W_{F,\text{meas}}$ a $G_{F,\text{meas}}$ neodpovídají hodnotám reálným.

$$G_{F,\text{meas}} = \frac{W_{F,\text{meas}}}{A_{\text{lig}}} = \frac{W_{F,\text{meas}}}{B(W - a)}, \quad (1.15)$$

kde $W_{F,\text{meas}}$ je přetvárná práce odpovídající ploše pod křivkou naměřeného zatěžovacího diagramu; B a W jsou rozměry zatěžovaného trámce a a je původní hloubka zářezu.

2 LOMOVÉ TESTY

2.1 Betony jádrových vývrtů objektů Transgas

Požadavky charakterizace betonu z hlediska jeho mechanických vlastností a případné degradace se často týkají také materiálů stávajících konstrukcí. Zobecnující podklady a význam charakterizace materiálů z hlediska lomové odezvy lze nalézt například v publikaci Veselý et al. (2017).

Tato podkapitola pojednává o vyhodnocení lomových testů na betonových tělesech z jádrových vývrtů, odebraných z vybraných objektů bývalého Plynárenského řídicího centra Transgas, postaveného v letech 1972 až 1978 v brutalistickém stylu – viz Majda et al. (2018). Jednalo se o betony:

1. **opěrné zdi** (tělesa označena TA),
2. **plastiky** (TB),
3. **nosné konstrukce** (TC).

Odběr jádrových vývrtů pro účely získání hodnot lomově-mechanických parametrů prováděli doc. Ing. Petr Cíkrle, Ph.D, Ing. Ondřej Anton, Ph.D., Ing. Jaromír Láník, Ph.D. a Ing. Petr Žítt (pracovníci Ústavu stavebního zkušebnictví Fakulty stavební (FAST) Vysokého učení technického (VUT) v Brně) a zahrnoval celkem devět těles – tři z každého z objektů. Před testem byla zkušební tělesa opatřena šipovým (chevronovým) vrubem (tělesa k lomovým testům připravoval Miroslav Friedl) a následně zkoušena v tříbodovém ohybu za požadavku konstantního přírůstku posunu provedeném na zařízení výzkumného centra AdMaS při FAST VUT v Brně. Při lomových testech se zaznamenávaly diagramy síla vs. posun.



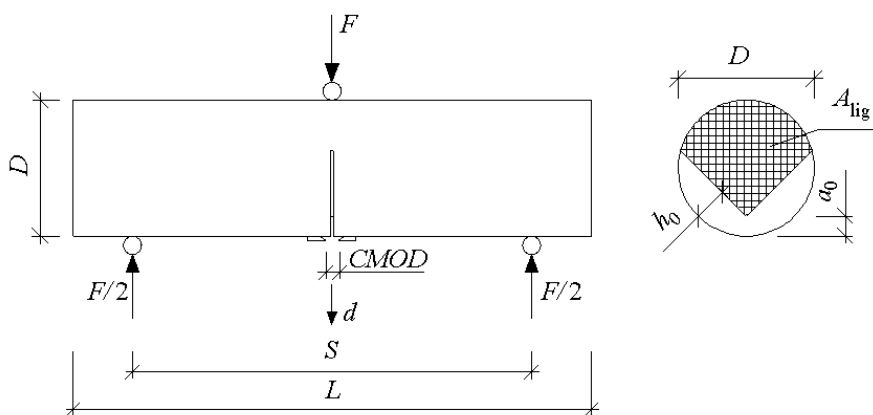
Obr. 2.1: Odebraná tělesa připravená pro lomové experimenty

2.1.1 Experimentální detaily

Jak bylo zmíněno výše, odebraná zkušební tělesa se před lomovými testy opatřila chevronovým zářezem uprostřed délky těles a kolmo na osu válcového vzorku. Základní rozměry těles a hloubky zářezů uvádí Tab. 2.1 a všechna tělesa připravená k testům jsou vidět na Obr. 2.1. Zkoušky v třibodovém ohybu (schéma viz Obr. 2.2) byly provedeny na mechanickém lise LabTest 6-1000.1.10 (Centrum AdMaS při FAST VUT v Brně) – vybraný experiment ilustruje Obr. 2.3. Rozpětí činilo 220 mm. Zatížení probíhalo konstantním přírůstkem posunu a výstupem lomových testů byly diagramy síla vs. posun (průhyb uprostřed rozpětí) ($F-d$) a síla vs. otevření ústí trhliny ($F-CMOD$). Snímky v Obr. 2.4. představují všechna tělesa po lomových experimentech. Současně byla provedena analýza betonu formou stanovení poměru rozpustného a nerozpustného podílu v kyselině chlorovodíkové, které se ujala prof. RNDr. Pavla Rovnaníková, CSc. z Ústavu chemie FAST VUT v Brně.

Tab. 2.1: Rozměry zkušebních těles a hloubky zářezů

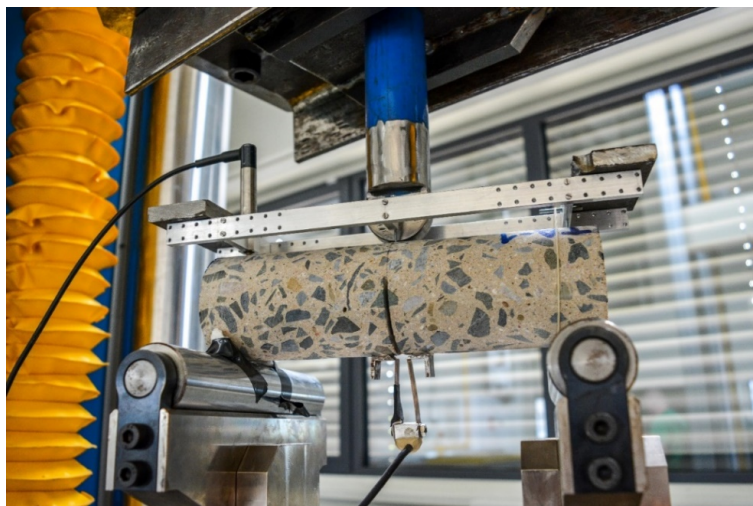
Parametr	Opěrná zeď			Plastika			Nosná konstrukce		
	TA-1	TA-2	TA-3	TB-1	TB-2	TB-3	TC-1	TC-2	TC-3
Průměr D	74,02	74,02	74,00	73,98	73,98	73,11	74,10	74,06	74,02
Délka L	254	267	306	296	280	275	242	241	227
Hloubka zářezu a_0	9,61	10,67	10,09	10,47	9,87	10,01	10,01	9,81	10,02



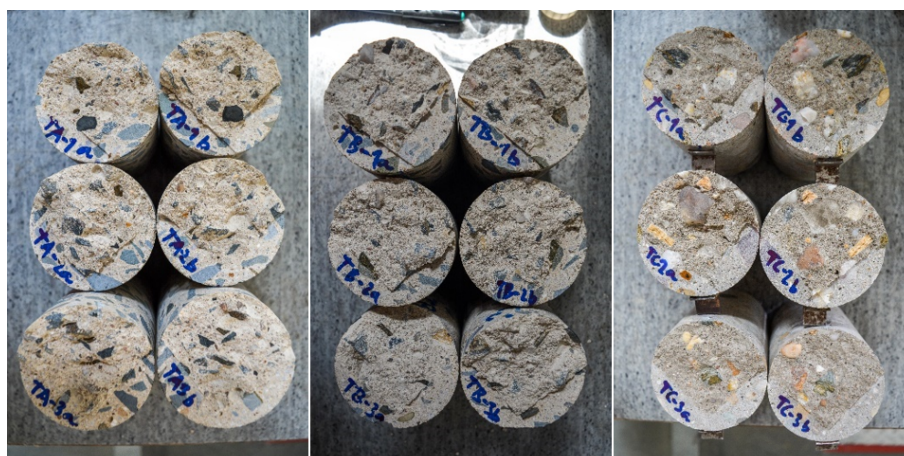
Obr. 2.2: Schéma třibodového ohybu tělesa se šípovým zářezem

2.1.2 Metody stanovené lomově mechanických parametrů

Z naměřených $F-CMOD$ diagramů byly zjišťovány hodnoty statického modulu pružnosti E [GPa], lomové houževnatosti K_{Ic} [MPa.m^{1/2}] a specifické lomové energie



Obr. 2.3: Vybraný lomový experiment



Obr. 2.4: Tělesa po lomových experimentech

G_F [$\text{J}\cdot\text{m}^{-2}$]. Úvodní téměř lineární části F - $CMOD$ diagramů bylo využito k odhadu hodnot statického modulu pružnosti E :

$$E = g_0 \cdot \frac{F_i}{CMOD_i} \cdot \frac{1}{D}, \quad (2.1)$$

kde

$$g_0 = 20,8 - 19,4 \cdot \frac{a_0}{D} + 142,3 \cdot \left(\frac{a_0}{D}\right)^2. \quad (2.2)$$

V uvedeném výrazu vystupují veličiny s označením v Obr. 2.2: průměr tělesa D , hloubka zářezu (vzdálenost vrcholu lomové plochy od hrany plného průřezu) a_0 . F_i je hodnota síly odečtená z počáteční lineární větve F - $CMOD$ diagramu a $CMOD_i$ je otevření ústí trhliny (zářezu) odpovídající síle F_i .

Dále je využito maximální síly F_{\max} a rozpětí S pro určení lomové houževnatosti K_{Ic} podle teorie lineární elastické lomové mechaniky (LELM):

$$K_{Ic} = A_{\min} \cdot \frac{F_{\max}}{D^{1,5}}, \quad (2.3)$$

kde parametr

$$A_{\min} = \frac{S}{D} \cdot \left[1,835 + 7,15 \cdot \frac{a_0}{D} + 9,85 \cdot \left(\frac{a_0}{D} \right)^2 \right]. \quad (2.4)$$

Hodnota lomové práce W_F a následně lomové energie G_F je určena z průběhu celého $F-d$ diagramu dle doporučení RILEM (1985) – viz vztahy 1.13 a 1.14, kde A_{lig} je plocha ligamentu viz obr. 2.2.

2.2 Speciální cementový kompozit

Tato část pojedává o výrobě a následném zkoušení těles ze speciálního cementového kompozitu vystavených vysokým teplotám. Užita je nedestruktivní metoda ultrazvukových impulsů, viz Rozsypalová et al. (2018). Vybrané vzorky byly posléze zkoušeny třibodovým ohybem a na úlomcích byly zjištěny informativní pevnosti v tlaku.

2.2.1 Výroba trámčů

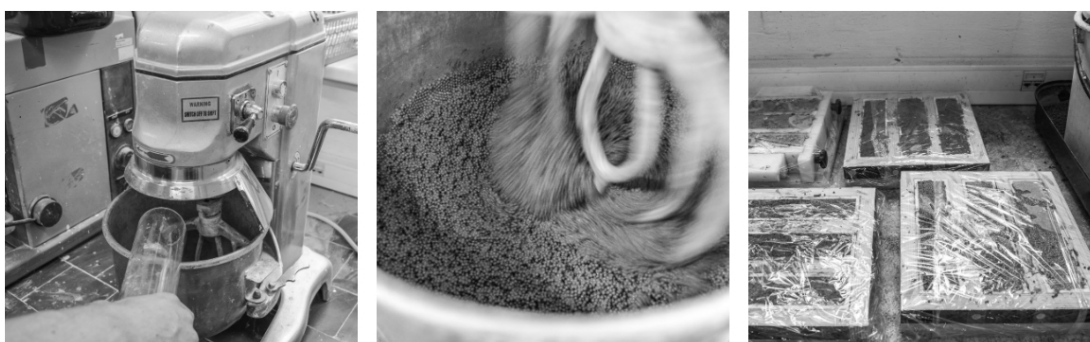
Třídílné silikonové formy byly vyrobeny pomocí rámu z překližky Ing. Hanou Šimonovou, Ph.D. a následně použity k výrobě zkušebních vzorků (viz 2.5). Zkušební vzorky byly vyrobeny ze speciálně navrženého jemnozrnného cementového kompozitu. Čerstvá směs byla připravena za použití sférických sodnodraselných skleněných agregátů o průměru $2 \pm 0,2$ mm, portlandského cementu CEM I 42,5 R (z cementárny Mokrý) a vody v poměru 3:1:0,35. Komponenty byly smíchány v laboratorních podmínkách za použití standardního mixéru. Po nalití a ztuhnutí čerstvé směsi byly formy zakryty tenkou PE fólií a umístěny v stabilizovaných laboratorních podmínkách po dobu 1 dne, viz Obr. 2.6. Po vyjmutí z forem byly zkušební vzorky uloženy ve vodní lázni až do doby jejich testování.

2.2.2 Testování

Experimentální program byl proveden na šesti sadách vždy po třech vzorcích, všechny zkušební vzorky měly stejné nominální rozměry $20 \times 40 \times 200$ mm. Ohřev zkušebních vzorků zrealizoval Ing. Richard Dvořák z Ústavu fyziky. Použita byla laboratorní



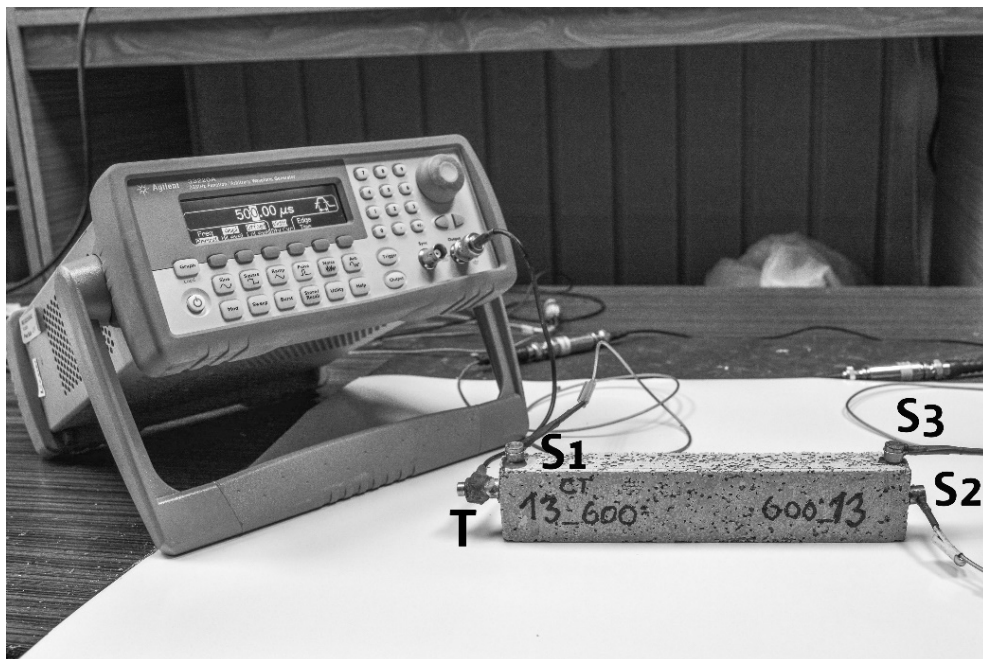
Obr. 2.5: Ilustrace fází výroby silikonových forem



Obr. 2.6: Ilustrace výroby trámčů z cementového kompozitu

pec Classic 5013, která má ze tří stran topné cívky. Ohřev těles začal při laboratorní teplotě 20 °C. Rychlost ohřevu byla nastavena na 5 °C/min a její růst byl zastaven na předem stanovené teplotě. Předem stanovené teploty byly 100 °C (teplota, které byla vystavena všechna tělesa při úpravě, sušení do ustálené vlhkosti; referenční teplota), 200 °C, 400 °C, 600 °C, 800 °C a 1000 °C. Cílová teplota byla udržována po dobu 60 minut. Poté se vzorky nechaly vychladnout na teplotu okolí a byly umístěny v místnosti s teplotou 20 °C. Všechny parametry byly testovány při laboratorní teplotě metodou ultrazvukových impulsů před a po teplotním zatěžování. Měření provedli Dr. Libor Topolář a prof. Luboš Pazdera, oba z Ústavu fyziky.

Během měření ultrazvukové pulzní metody byly vzorky buzeny senzorem umístěným ve středu bočního průřezu vzorku – budič T. Impulzy byly generovány pulzním generátorem Agilent 33220A. K detekci vln byl použit systém akustických emisí XEDO. Tři piezoelektrické snímače byly umístěny na různých místech povrchu vzorku. První snímač (S1) byl umístěn v blízkosti budiče na kolmém povrchu, druhý (S2) na protilehlém povrchu k budiči blízko okraje a třetí snímač (S3) byl na stejném povrchu jako první, ale blízko protilehlé hrany. Nastavení metody ultrazvukových impulsů s popsányými komponenty můžeme vidět na Obr. 2.7.



Obr. 2.7: Sestava zařízení pro metodu ultrazvukových impulzů (budič T, snímače S₁, S₂ a S₃)

Hodnocení odezvy signálu na vyslaný impuls v testovaném objektu může být provedeno ve dvou základních systémech analýzy. V prvním případě je vyhodnocen výsledný posun ve vztahu k času, ve druhém případě jsou signály převedeny na obor frekvence a je provedena frekvenční analýza. V našem případě byla použita analýza první.

Následně byly všechny vzorky opatřeny zářezem a vybrané vzorky byly testovány v třibodovém ohybu. Vybrané vzorky byly testovány v Centru Excellence Telč v České republice v uspořádání ve čtyřbodovém ohybu a také je plánována rentgenová počítačová tomografie těchto vzorků – vzorky jsou označeny značkou CT. Analýza výsledků těchto lomových testů se připravuje a nejsou předmětem této diplomové práce.

Po vykonání zkoušek třibodovým ohybem byly dvě vzniklé části vzorku použity ke stanovení informativní tlakové pevnosti. Lomové i tlakové testy stanovovala Ing. Iva Rozsypalová.

Pomocné zatěžovací zařízení se dvěma (horní a spodní) ocelovými destičkami bylo umístěno do hydraulického zkušebního stroje. Vzorky byly umístěny mezi pomocné destičky tak, aby bylo zatížení aplikováno kolmo ke směru ztuhnutí, jak je patrné z Obr. 2.8. Test byl proveden v souladu se zásadami normy ČSN EN 196-1 a BS 1881: část 119. Zatížení bylo aplikováno nepřetržitě, dokud nedošlo k selhání. Informativní tlaková pevnost jednotlivých vzorků byla vypočtena vydělením maximálního zatížení



Obr. 2.8: Tlaková zkouška úlošku trámce

kontaktní plochou – plocha povrchu $40 \times 20 \text{ mm}^2$.

3 ZPRACOVÁNÍ A VYHODNOCENÍ DAT

3.1 Úprava dat lomových testů

Na začátku zatěžování mnohdy nastávají drobné výkyvy studovaných veličin. Je to způsobeno dosedáním, zatlačováním vzorku do podpor nebo drcením nerovností na jeho povrchu. To vytváří problémy zejména při stanovení modulu pružnosti E . Je proto nutná úprava počátku naměřeného diagramu. Je potřeba odstanit první body, které vybočují z lineární větve diagramu, zbylými body proložit přímkou a nakonec posunout celý diagram do nového počátku souřadnic. U prostého betonu může během dalšího přitěžování přírůstkem deformace dojít ke ztrátě stability v důsledku nedostatečné tuhosti zkušebního stroje vzhledem k tuhosti vzorku. Chyba se projeví jako „skok“ na ose deformace ($\delta, CMOD$). I v tomto případě je potřeba odstranit vyčnívající body a případně doplnit body chybějící.

3.1.1 Úpravy pomocí softwaru GTDiPS

K opravě výše zmíněných problémů byla krom Microsoft Excel 2017 hlavně použita aplikace GTDiPS (General Transformation of Discrete Point Sequence) Frantík – Mašek (2014), vytvořen dvěma vědeckými pracovníky na Ústavu stavební mechaniky při FAST VUT v Brně, doc. Ing. Petrem Frantíkem, Ph.D. a Ing. Janem Maškem, Ph.D. Aplikace slouží k hromadnému zpracování rozsáhlých dat využitím pokročilých transformačních metod. Software je napsán v programovacím jazyce Java a funguje pomocí grafického rozhraní.

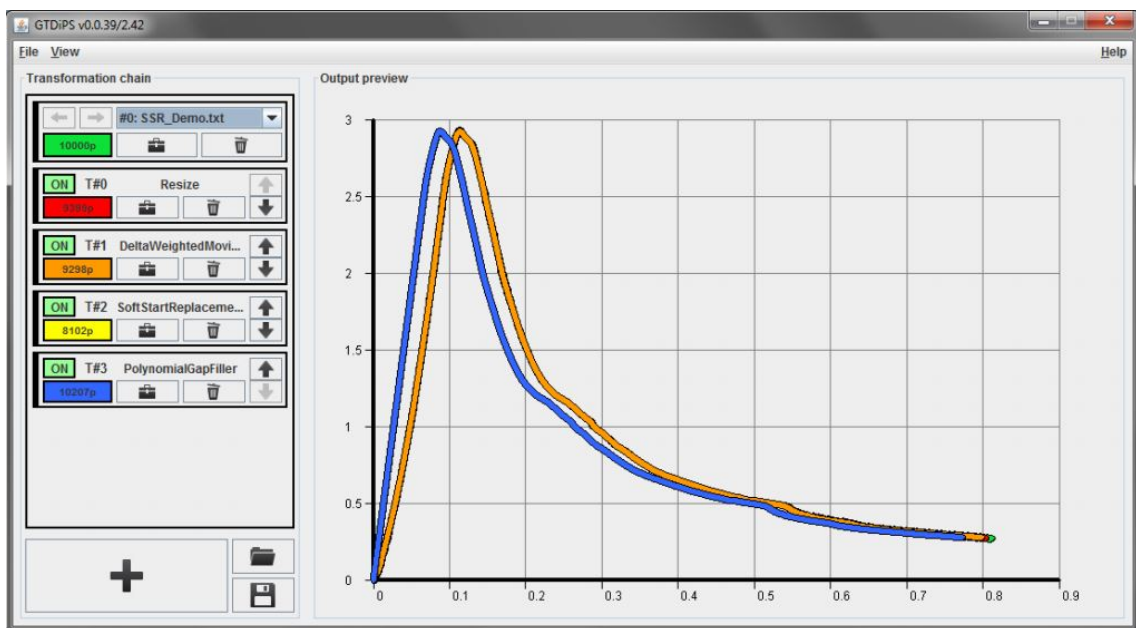
Textový dokument jako vstup má danou strukturu (hodnoty v řádku jsou odděleny tabulárotkem, oddělovač desetinných míst je tečka). Po náhraní do aplikace se zobrazí graf závislosti prvního a druhého sloupce textového dokumentu. Užitím různých transformací lze upravit posloupnost bodů a tedy i zobrazený graf. U většiny transformací je potřeba vyplnit parametry, které danou transformaci jednoznačně vymezují. S každou přidanou transformací vzniká nová posloupnost, která se vyobrazí na grafu. Po dosažení kýženého výsledku lze finální transformaci zpět exportovat do textového souboru. Program také nabízí možnost uložení řetězce transformací k pozdějšímu užití.

Použité funkce

- Dimension Swap – Zamění dvě zadané dimenze.
- Resize – Umožňuje změnit délku posloupnosti přidáním nebo ubráním bodů na obou koncích.
- Delta Weighted Moving Average – Vypočítá vážený klouzavý průměr všech dimenzí (z daného počtu po sobě jdoucích bodů). Váhová funkce má tvar

rovnoramenného trojúhelníku s vrcholem uprostřed periody.

- Soft Start Replacement – Odstraní počáteční část posloupnosti končící bodem, ve kterém je maximální derivace. Poté aproximuje počáteční část sekvence přímkou. Tato přímka je použita k extrapolaci pro nalezení průsečíku $x_0=0$. Nakonec posune posloupnost tak, aby $x_1=0$, aby extrapolovaná posloupnost začínala v počátku.
- Polynomial Gap Filler – Hledá definované mezery v posloupnosti bodů. V případě nalezení mezery provede aproximaci polynomem a doplní nové body ležící na aproximačním polynomu.
- Constant Weight – Sníží počet bodů vytvořením aritmetického průměru souřadnic daného počtu po sobě jdoucích bodů.
- Equidistant Spline Interpolat – Vytváří novou ekvidistantní posloupnost bodů ležících na n dimenzionální parametrické kubické křivce proložené původní posloupností.
- Negative Value Trim – Maže body se zápornou hodnotou souřadnice x_1 .



Obr. 3.1: Výchozí okno aplikace GTDiPS, vlevo jsou přehledně seřazena původní data (nahore) a seznam použitých transformací, vpravo jsou pak graficky vyobrazeny příslušné transformace (Frantík – Mašek, 2014)

3.2 Program StiCrack

K vyhodnocení dat byl použit program StiCrack, který vytvořil Ing. Miroslav Stibor, Ph.D. Program funguje ve formě internetových stránek a je tedy volně přístupný.

Po zadání internetového odkazu do webového prohlížeče se objeví úvodní strana – viz Obr. 3.2 Schéma zkušebního tělesa v levém horním rohu slouží pro objasnění použitých zkratk rozměrů trávce a rozpětí podpór. Rozměry se zadávají s tečkou jako desetinným oddělovačem.

Fracture Characteristics: Three-Point Bending



Notes:

Put down

- Load-deflection diagram data files
- or
- Data from Load-deflection diagram

*1 leave blank for autoscale

*2 format conforming to scanf() function from c library. Defaults to %1f%1f%1f (time, load and deflection are in one file) or %1f%*2s%1f (time/load and time/deflections are in separated files)

SPECIMEN SIZE

W = [mm] B = [mm]

L = [mm] S = [mm]

 a = [mm]

MATERIAL CHARACTERISTICS

Self-weight [kg, kg m⁻³]

Compression strength R = [MPa]

Young's modulus E = [GPa]

LOAD DEFLECTION DIAGRAM FILES

View^{*1} d-axis from 0 to [mm]

View^{*1} P-axis from 0 to [N, kN]

Format of data file^{*2}

kN mm Compute descending branch

Soubor nevybrán

Soubor nevybrán

LOAD DEFLECTION DIAGRAM DATA

P_i = [kN] P_{max} = [kN]

d_i = [mm] d_{Pmax} = [mm]

Copyright (c) 2000-2003 Miroslav Stibor (stibor@vetigo.fme.vutbr.cz)

Obr. 3.2: Úvodní stránka programu StiCrack

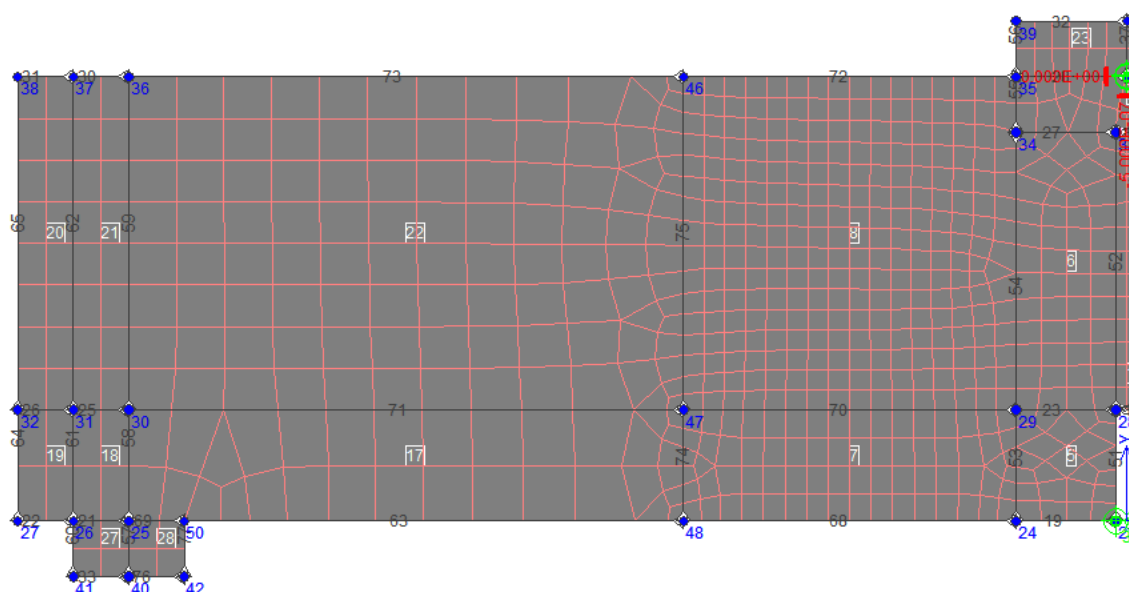
Rozměry se zadávají v mm. Vlastní tíha může být zadána v kg nebo kg.m⁻³. Program podle velikosti sám rozpozná, o kterou veličinu se jedná. Dále může být zadána pevnost v tahu nebo tlaku a modul pružnosti E . Máme tak možnost zadat maximální hodnoty obou os. Formát textového dokumentu je stejný jako u softwaru GTDiPS (sloupce zleva: čas, síla, posun).

Po vyplnění potřebných hodnot a načtení textového souboru stačí jednoduše zmáčknout tlačítko NEXT a program na základě vstupních hodnot vypočítá lomové parametry.

4 MODEL MKP

Díleč součástí zadání diplomové práce bylo také zhotovení numerického modelu vybraného lomového experimentu. Využit byl program ATENA Cervenka Consulting (2005). ATENA je program na bázi MKP založený na principech nelineární lomové mechaniky. Konkrétně využívá kombinace modelu fiktivní trhliny a metodou pásu trhlin.

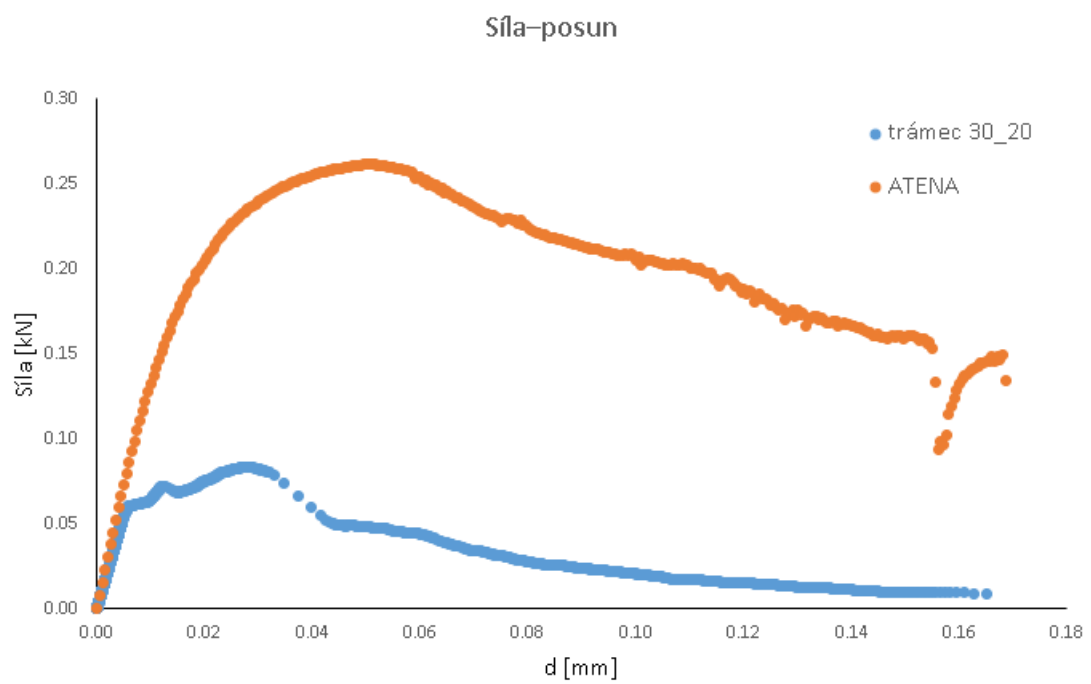
2D model, který byl vytvořen, odpovídá rozměrově trámčům z cementového kompozitu s plnivem ze skleněných kuliček, viz kapitola 2.2. Pro zadání materiálu byla použita průměrná hodnota informativní tlakové pevnosti trámčů, které nebyly teplotně namáhány. Dále byla použita i objemová hmotnost ρ a modul pružnosti E Na Obr. 4.1 je pro lepší přehlednost znázorněna polovina modelu.



Obr. 4.1: Geometrie modelu se sítí konečných prvků

Model byl zatížen přírůstkem svislé deformace uprostřed rozpětí v nejvyšším bodě trámce hodnotou $5 \cdot 10E^{-7}$ m na krok výpočtu. Zároveň bylo zamezeno horizontálnímu pohybu ve stejném bodě za účelem stabilizace úlohy. Program byl nastaven na 400 kroků, což odpovídá průhybu 0,2 mm.

Z grafu 4.2 je patrné, že teoretická únosnost tělesa z kompozitního materiálu výrazně převyšuje tu reálnou. Další ladění parametrů modelu a identifikace jejich hodnot na základě provedených experimentů je plánováno do blízkého budoucna.



Obr. 4.2: Porovnání diagramů síla–posun z lomového testu trámce 30_20 a pilotní numerické simulace programu ATENA

5 VÝSLEDKY

5.1 Betony objektů Transgas

Výsledky v této kapitole vznikly díky podpoře autorského týmu příspěvku Majda et al. (2018) a případně dalších pracovníků FAST VUT v Brně – podrobnosti jsou uvedeny v kapitole 2.1.

V Tab. 5.1 jsou uvedeny lomově-mechanické parametry z dílčích měření. Symbol \bar{x} značí aritmetický průměr daného parametru a v_k je variační koeficient, jehož hodnota je uváděna v [%].

Tab. 5.1: Lomově-mechanické parametry betonu vývrtů

Parametr [jednotka]	Opěrná zeď			Plastika			Nosná konstrukce		
	TA-1 TA-2 TA-3	\bar{x}	v_k [%]	TB-1 TB-2 TB-3	\bar{x}	v_k [%]	TC-1 TC-2 TC-3	\bar{x}	v_k [%]
Modul pružnosti E [GPa]	13,9	14,7	7,8	21,7	17,3	29,9	37,2	37,0	2,3
	–			18,7			36,1		
	15,5			11,6			37,8		
Lomová houževnatost $K_{I,c}$ [MPa·m ^{1/2}]	0,59	0,60	2,7	0,72	0,61	21,8	0,96	0,93	8,5
	–			0,65			0,84		
	0,62			0,46			0,99		
Lomová energie G_F [J·m ⁻²]	114,2	136,4	23,0	96,7	93,3	4,1	91,2	114,3	20,1
	–			94,2			137,2		
	153,5			89,1			114,3		

Hodnoty lomové houževnatosti byly vypočteny za předpokladu LELM. Lze tedy předpokládat, že s využitím některého z nelineárních případně aproximačních modelů, by hodnoty efektivní lomové houževnatosti byly o několik desítek procent vyšší.

Výsledky analýzy betonu stanovením poměru rozpustného a nerozpustného podílu v kyselině chlorovodíkové uvádí Tab. 5.2 — uvažujeme-li, že kamenivo je nerozpustné, je možné tento poměr po přepočtu považovat za obsah cementu a kameniva v 1 m³ betonu. Připomeňme, že tyto analýzy laskavě prováděla prof. Pavla Rovnáková.

Tab. 5.2: Poměr cementu a kameniva ve zkoumaných betonech

Parametr [jednotka]	Opěrná zeď TA	Plastika TB	Nosná konstrukce TC
Objemová hmotnost [kg/m ³]	2163	2141	2255
Cement/kamenivo na 1 m ³ [kg]	325/1838	335/1806	456/1799

Z obou tabulek lze vyčíst, že poměr cement/kamenivo je poměrně spolehlivý ukazatel kvality zkoušeného betonu.

5.2 Speciální cementový kompozit

Výsledky v této kapitole vznikly díky podpoře autorského týmu příspěvku Rozsy-palová et al. (2018), jehož byl autor této diplomové práce členem – podrobnosti jsou uvedeny v kapitole 2.2.

Všechna naměřená data, výsledky metody ultrazvukových impulsů a informa-tivní tlakové pevnosti testovaných trámů jsou vyobrazeny v Tab. 5.3. Základní sta-tistiky (průměrné hodnoty a směrodatné odchylky) vybraných charakteristik spolu s korelačními koeficienty jsou pak ukázány v Tab. 5.4 a Tab. 5.5.

Poměr mezi maximálními amplitudami r_{21} a r_{31} se nazývá útlum na konstantní délce – čísla 1, 2 a 3 odpovídají snímačům S_1 , S_2 a S_3 . Indexy "b" a "a" značí mě-ření před (before) a po (after) teplotním zatěžováním. Výstupy použité metody jsou hodnoty R_{21} a R_{31} které jsou stanoveny takto:

$$\begin{aligned} R_{21} &= \frac{r_{21,a}}{r_{21,b}}, \\ R_{31} &= \frac{r_{31,a}}{r_{31,b}}. \end{aligned} \tag{5.1}$$

Jedná se tedy o poměr útlumů naměřených po a před vystavením těles vysokým teplotám.

Na Obr. 5.1 můžeme vidět, že závislostmi naměřených informativních tlakových pevností na teplotách, kterým byla tělesa vystavena, lze proložit exponenciální spoj-nice trendu s velmi vysokou hodnotou spolehlivosti.

Tab. 5.3: Naměřená data, výsledky metody ultrazvukových impulsů a hodnoty informativních pevností v tlaku

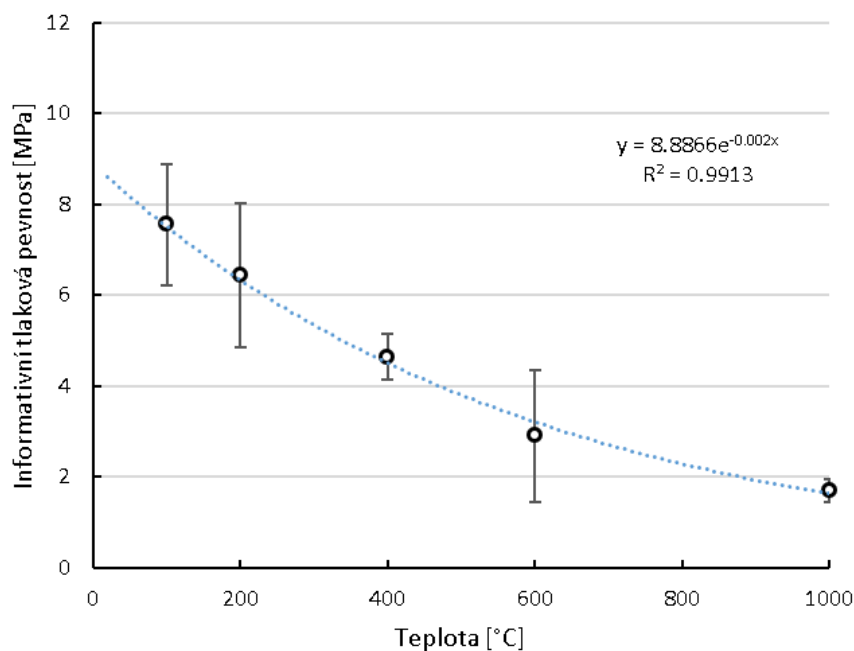
Vzorek	Objemová hmotnost	Teplota	Poměry						Tlaková pevnost (informativní)
	ν	T	Poměr $r_{21,b}$	Poměr $r_{31,b}$	Poměr $r_{21,a}$	Poměr $r_{31,a}$	Poměr R_{21}	Poměr R_{31}	$f_{c,i}$
	kg-m-3	°C	–	–	–	–	–	–	MPa
01-100 CT	1912	100	0,014	0,0276	0,0406	0,0545	2,9	1,975	–
02-100	1875	100	0,019	0,0527	0,0089	0,0146	0,468	0,278	4,61
03-100	1847	100	0,0651	0,0425	0,0074	0,0113	0,114	0,266	3,58
04-100	1906	100	0,0154	0,0154	0,0098	0,0153	0,64	0,993	8,21
25	1925	100	0,0949	0,1391	0,0578	0,0916	0,609	0,659	6,03
26	1958	100	0,3462	0,4216	0,1154	0,145	0,333	0,344	–
27	2009	100	0,255	0,4041	0,0833	0,0816	0,327	0,202	8,44
05-200 CT	1912	200	0,012	0,0289	0,0026	0,0111	0,217	0,384	–
06-200	1988	200	0,0156	0,0206	0,0042	0,0121	0,27	0,587	6,91
07-200	1956	200	0,0262	0,0296	0,0081	0,018	0,309	0,607	4,68
08-200	1844	200	0,0255	0,0216	0,0072	0,0071	0,282	0,327	7,73
09-400 CT	1958	400	0,0166	0,02	0,0037	0,0025	0,223	0,125	–
10-400	1993	400	0,2805	0,4328	0,0375	0,0609	0,134	0,141	4,42
11-400	2020	400	0,1404	0,1638	0,0166	0,0239	0,118	0,146	4,29
12-400	1975	400	0,1546	0,1421	0,0232	0,024	0,15	0,169	5,21
13-600 CT	1951	600	0,0792	0,0748	–	–	–	–	–
14-600	1972	600	0,0799	0,0974	–	–	–	–	1,88
15-600	1997	600	0,1051	0,193	–	–	–	–	–
16-600	2017	600	0,1448	0,1586	–	–	–	–	3,93
17-800 CT	1974	800	0,1554	0,1405	–	–	–	–	–
18-800	1942	800	0,1017	0,2213	–	–	–	–	–
19-800	1887	800	0,2204	0,1781	–	–	–	–	–
20-800	1899	800	0,0895	0,181	–	–	–	–	–
21-1000 CT	1925	1000	0,0866	0,0901	1,5438	1,1155	17,82	12,38	–
22-1000	1953	1000	0,1186	0,1631	0,3696	0,4316	3,118	2,647	1,96
23-1000	1958	1000	0,1208	0,1438	0,628	0,9794	5,2	6,809	1,67
24-1000	1987	1000	0,1259	0,1394	0,3037	0,3264	2,413	2,341	1,45

Tab. 5.4: Aritmetické průměry (směrodatné odchylky) vybraných naměřených charakteristik

Teplota	Objemová hmotnost	Poměr	Poměr	Compressive strength
T	γ	R_{21}	R_{31}	$f_{c,i}$
°C	kg m ⁻³	–	–	MPa
100	1919 (53)	0,475 (0,148)	0,457 (0,308)	6,17 (2,15)
200	1925 (63)	0,270 (0,039)	0,476 (0,142)	6,44 (1,58)
400	1986 (26)	0,156 (0,46)	0,145 (0,018)	4,64 (0,50)
600	1984 (29)	–	–	2,91 (1,45)
800	1925 (40)	–	–	–
1000	1956 (25)	3,577 (1,449)	3,933 (2,496)	1,69 (0,26)

Tab. 5.5: Korelační koeficienty vybraných charakteristik

	γ	T	R_{21}	R_{31}	$f_{c,i}$
Objemová hmotnost	1.00				
Teplota T	0,23 0,29	1.00		sym,	
Poměr R_{21}	-0,06 0,14	0,63 0,92	1.00		
Poměr R_{31}	-0,03 0,12	0,70 0,92	0,97 1,00	1.00	
Pevnost v tlaku $f_{c,i}$	-0,19 -0,63	-0,80 -0,97	-0,66 -0,91	-0,59 -0,90	1.00



Obr. 5.1: Graf závislosti naměřených informativních tlakových pevností na teplotě, kterou byla tělesa zatěžována

6 ZÁVĚR

Autor této diplomové práce se v první fázi podrobněji seznámil se základy lomové mechaniky, především pro aplikační oblast kvazikřehkých materiálů, kterými jsou ve stavebnictví typicky beton a další cementové kompozity, případně také některé horniny. Získané znalosti stanovování vybraných lomově-mechanických parametrů zmíněných materiálů pak uplatnil při vyhodnocení dvou sad lomových testů těles z materiálů různého původu, stáří, tvaru apod. První vyhodnocovanou sadou byla tělesa jádrových vývrtů tří objektů bývalého Plynárenského řídicího centra Transgas v Praze. V druhém případě šlo o sadu těles ze speciálního kompozitu na cementové bázi, kde byly jako plnivo použity sférické skleněné agregáty jednotné frakce 2 mm; tělesa z tohoto jemnozrnného kompozitu byla vystavena vysokým teplotám v rozmezí 100 až 1000°C.

Vyhodnocení lomových zkoušek, jimž byla jádra vývrtů opatřená zářezy podrobena, ukázalo na výrazný rozdíl ve vlastnostech použitých betonů a také proměnlivosti těchto vlastností. Nejvyšší kvalitu (co do modulu pružnosti a odolnosti proti šíření trhlin) vykázal beton nosné konstrukce, následován plastikou a betonem opěrné zdi. Rozdíl mezi hodnocenými betony byl patrný již v barvě jádrových vývrtů, která prozrazovala použití nižšího množství cementu u obou sad méně kvalitních vzorků – ve shodě s provedenou chemickou analýzou.

V případě charakterizace speciálního kompozitu vystaveného vyšším teplotám se potvrdilo očekávané snížení hodnot sledovaných lomově-mechanických parametrů se zvyšující se maximální použitou teplotou. K vyhodnocení stupně poškození kompozitu posloužila metoda ultrazvukových pulsů, lomové testy a zkoušky pevnosti v tlaku na zlomcích těles po lomových experimentech.

Výsledky z ultrazvukové pulzní metody jsou v poměrně vysoké korelaci s hodnotou maximálního teplotního zatížení (koeficient korelace byl v rozmezí 0,63 až 0,92), stejně jako s informativní pevností v tlaku kompozitu stanovenou po zatížení teplotami (koeficient korelace byl v rozmezí -0,59 až -0,91). Velmi vysoká korelace je mezi sledovanými poměry R_{21} a R_{31} (korelační koeficient byl v rozmezí od 0,97 do 1,00), což by mohlo vést k doporučení, že v případě hodnocení teplotní degradace konstrukce postačí umístit snímače na její povrch. Byl potvrzen také silný vztah mezi pevností v tlaku a teplotou (koeficient korelace byl v rozmezí -0,97 až -0,80).

LITERATURA

- CERVENKA CONSULTING, s. *ATENA program documentation*. Praha, 2005.
- FRANTÍK, P.–MAŠEK, J. *Aplikace GTDiPS*. Brno: VUT FAST, 2014.
- GRIFFITH, A. A. *The Phenomena of Rupture and Flow in Solids*. Philosophical transactions of the Royal Society of London. 1920. Dostupné z: <<http://mbarkey.eng.ua.edu/courses/AEM644/Griffith1921fracture.pdf>>.
- HILLERBORG, A.–OTHERS. *Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements*. Cem Concr Res 6: 773–782, 1976.
- 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.
- KARIHALOO, B. L. *Fracture Mechanics and Structural Concrete*. Essex: Longman Scientific and Technical, 1995. ISBN 0-582-21582-X.
- KERŠNER, Z.–PUKL, R.–NOVÁK, D. *Nelineární lomová mechanika pro modelování prvků a konstrukcí z kvazikřehkých materiálů. Studijní opora předmětu Vybrané stati z nosných konstrukcí budov, modul BL13-MO3*. Brno: VUT FAST, 2006.
- KUMAR, S.–BARAI, S. V. *Concrete Fracture Models and Applications*. Berlin: Springer – Verlag, 2011. ISBN 978-3-642-16763-8.
- MAJDA, T. *Pokročilé vyhodnocení vybraných lomových testů těles z betonů s rozptýlenou výztuží*: bakalářská práce. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav stavební mechaniky, 2016. 84 s Vedoucí práce byl prof. Ing. Zbyněk Keršner, CSc., vedoucí-specialistka Ing. Hana Šimonová, Ph.D.
- MAJDA, T.–DANĚK, P.–FRANTÍK, P.–ŠIMONOVÁ, H.–ROVNANÍKOVÁ, P.–KERŠNER, Z. Lomové parametry betonů jádrových vývrtů objektů Transgas. 25. *Betonářské dny*. 2018, , 135.
- NALLATHAMBI, P.–KARIHALOO, B. L. Determination of specimen-size independent fracture toughness of plain concrete. *Magazine of Concrete Research*. 1986, 38, 135, s. 67–76.
- RILEM. Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend tests on notched beams. *Materials and Structures*. Jul 1985, 18, 4, s. 287–290. ISSN 1871-6873. doi:10.1007/BF02472918. Dostupné z: <<https://doi.org/10.1007/BF02472918>>.

- ROZSYPALOVÁ, I.–VYHLÍDAL, M.–DVOŘÁK, R.–MAJDA, T.–TOPOLÁŘ, L.–PAZDERA, L.–ŠIMONOVÁ, H.–KERŠNER, Z. Characterization of cement-based composite exposed to high temperatures via ultrasonic pulse method. Article submitted for publication, 2018.
- STIBOR, M. *Lomové parametry kvazikřehkých materiálů a jejich určování*. Brno, 2004. Disertační práce. Vysoké učení technické v Brně. Fakulta stavební.
- VESELÝ, V. *The role of process zone in quasi-brittle fracture. Zkrácená verze habilitační práce*. Brno: Vutium, 2015. ISBN 978-80-214-5255-8.
- VESELÝ, V.–KERŠNER, Z.–MERTA, I. Quasi-brittle Behaviour of Composites as a Key to Generalized Understanding of Material Structure. *Procedia Engineering*. 2017, 190, 135, s. 126–133. Dostupné z: <<https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.05.317>>.
- VLK, M.–FLORIAN, Z. *Mezní stavy a spolehlivost*. Brno: VUT FSI, 2007.
- XU, S.–REINHARDT, H. *Determination of double-K criterion for crack propagation in quasibrittle materials, Part I: Experimental investigation of crack propagation*. *Int J Fract* 98: 111–149, 1999.

SEZNAM SYMBOLŮ, VELIČIN A ZKRATEK

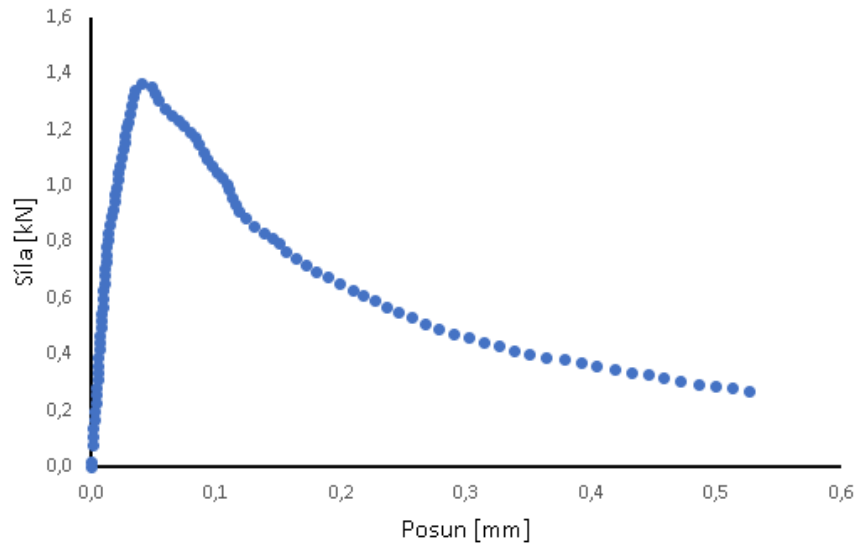
a	délka trhliny [m]
a_0	hloubka počátečního iniciačního zářezu [m]
a_e	délka efektivní trhliny [m]
A_{lig}	plocha odolávající lomu [m ²]
$CMOD$	otevření ústí trhliny [m]
d	svislý průhyb uprostřed rozpětí [m]
D	průměr válcového tělesa [m]
E	Youngův modul pružnosti [MPa]
F	svislá zatěžovná síla [N]
F_{max}	maximální zatěžovná síla [N]
FAST	Fakulta stavební
G_F	lomová energie [J/m ²]
γ	měrná povrchová energie [J/m ²]
Γ	povrchová energie [J]
K	faktor intenzity napětí (FIN) [MPa.m ^{1/2}]
K_c	kritická hodnota FIN – lomové houževnatosti [MPa.m ^{1/2}]
K_{Ic}	lomová houževnatost pro zatěžovací mód I [MPa.m ^{1/2}]
K_{IIc}	lomová houževnatost pro zatěžovací mód II [MPa.m ^{1/2}]
K_{IIIc}	lomová houževnatost pro zatěžovací mód III [MPa.m ^{1/2}]
l_p	délka lomové procesní zóny [m]
LELM	Lineární elastická lomová mechanika

MKP	Metoda konečných prvků
ν	Poissonovo číslo
Π	potenciální energie tělesa [J]
σ	napětí [MPa]
v_k	variační koeficient
VUT	Vysoké učení technické
W	energie nutná k šíření trhliny [J]
W_F	lomová práce [J]
\bar{x}	aritmetický průměr

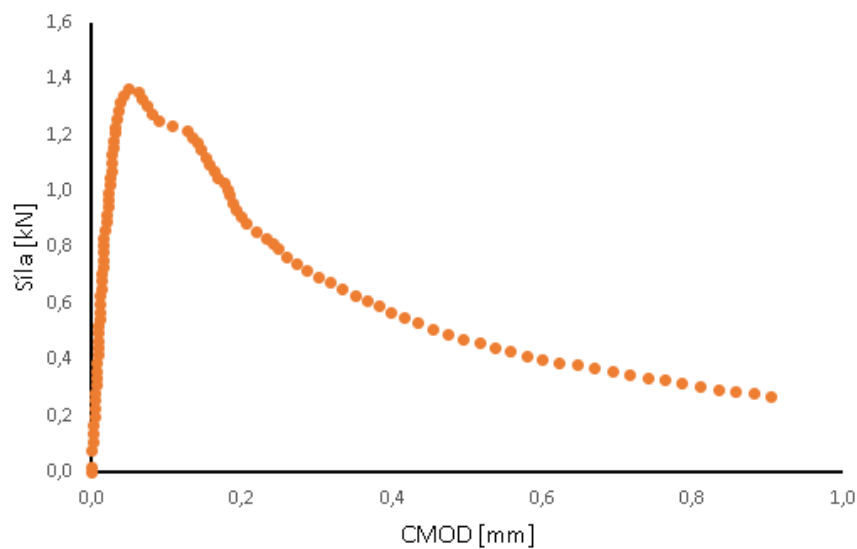
SEZNAM PŘÍLOH

A Upravené zatěžovací diagramy betonů objektů Transgas	47
B Výstupy programu StiCrack	56

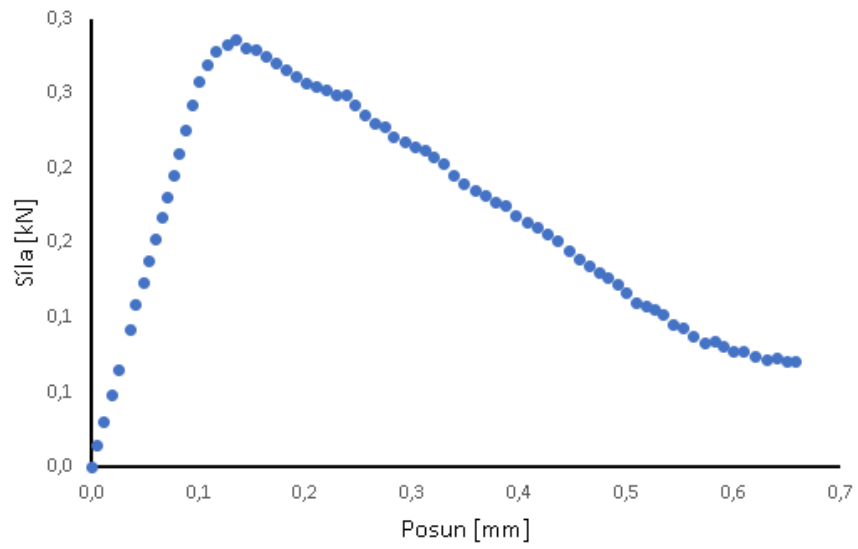
A UPRAVENÉ ZATĚŽOVACÍ DIAGRAMY BE- TONŮ OBJEKTŮ TRANSGAS



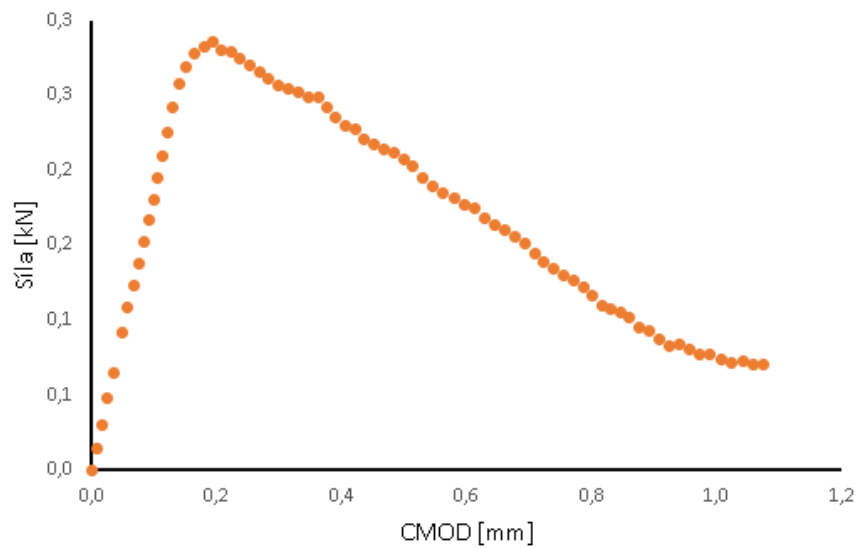
Obr. A.1: Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TA1 po úpravě v programu GTDiPS



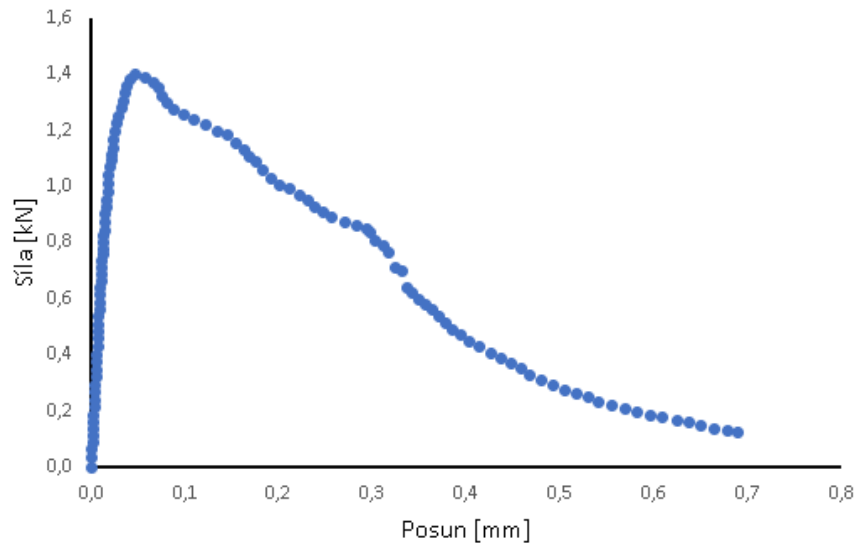
Obr. A.2: Zatěžovací diagram síla–*CMOD* vzorku TA1 po úpravě v programu GTDiPS



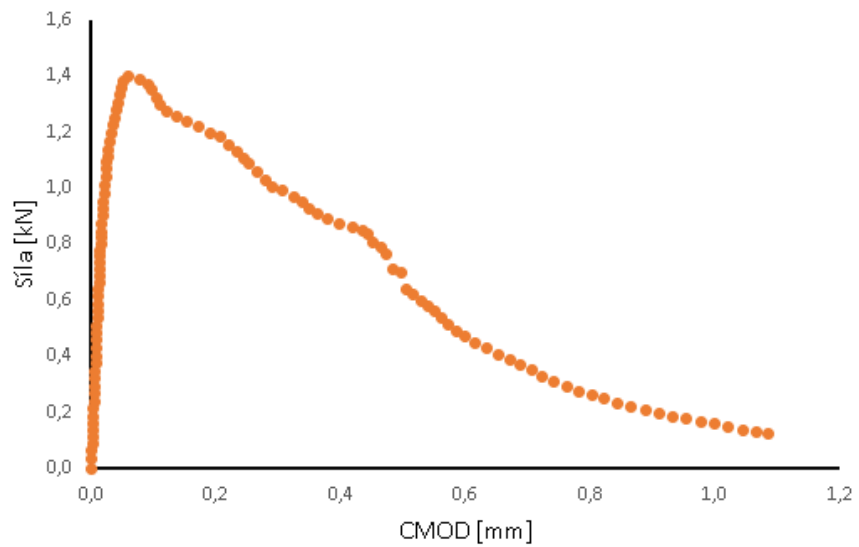
Obr. A.3: Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TA2 po úpravě v programu GTDiPS



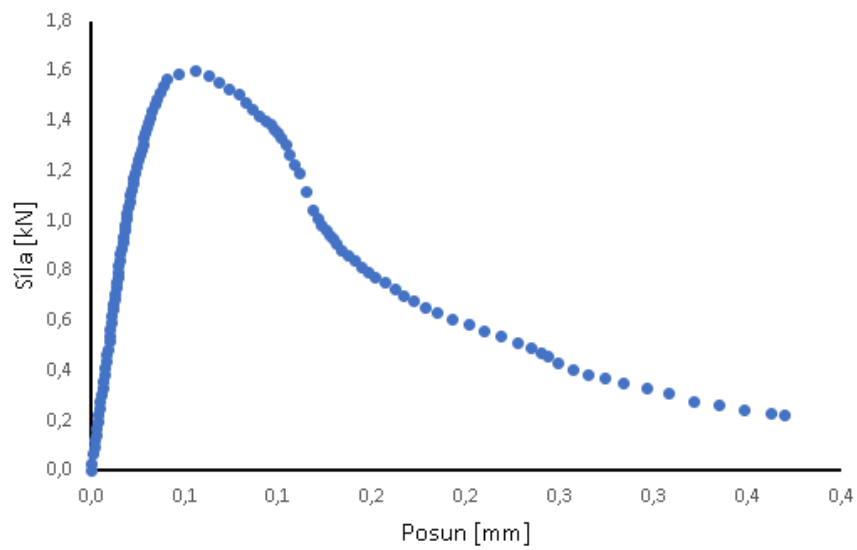
Obr. A.4: Zatěžovací diagram síla–*CMOD* vzorku TA2 po úpravě v programu GTDiPS



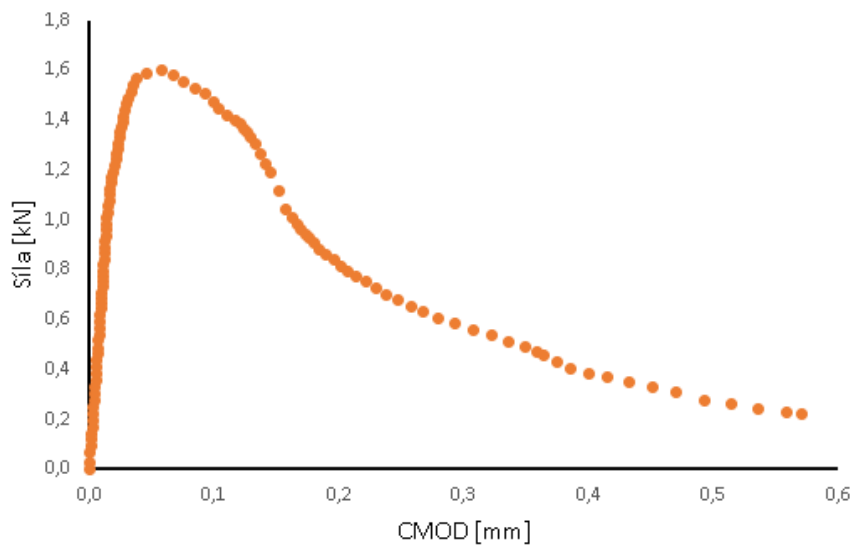
Obr. A.5: Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TA3 po úpravě v programu GTDiPS



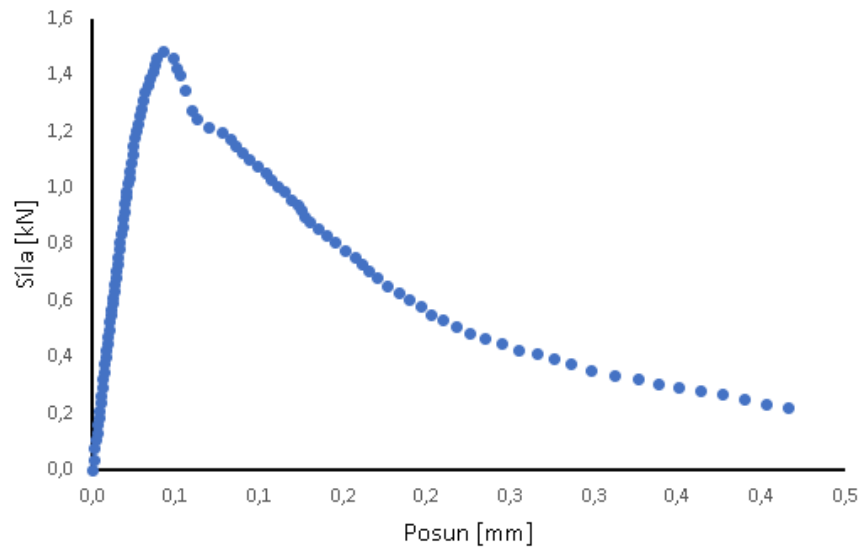
Obr. A.6: Zatěžovací diagram síla–*CMOD* vzorku TA3 po úpravě v programu GTDiPS



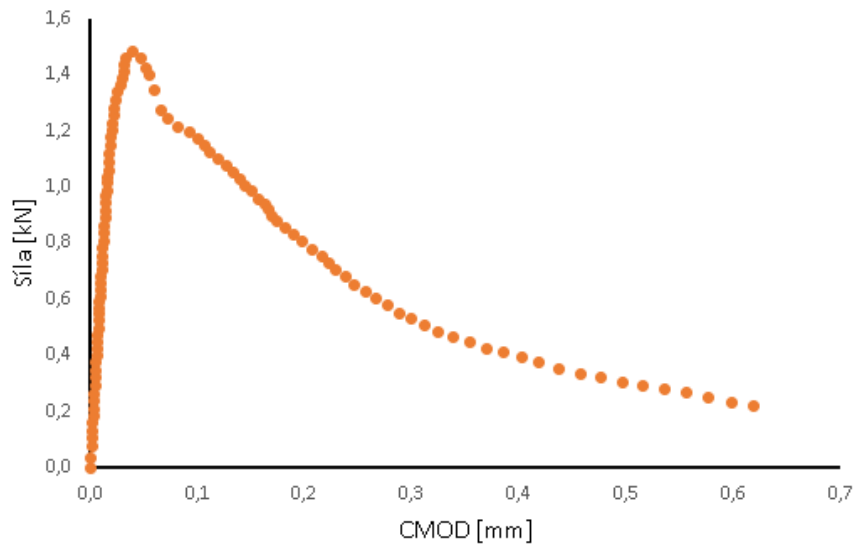
Obr. A.7: Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TB1 po úpravě v programu GTDiPS



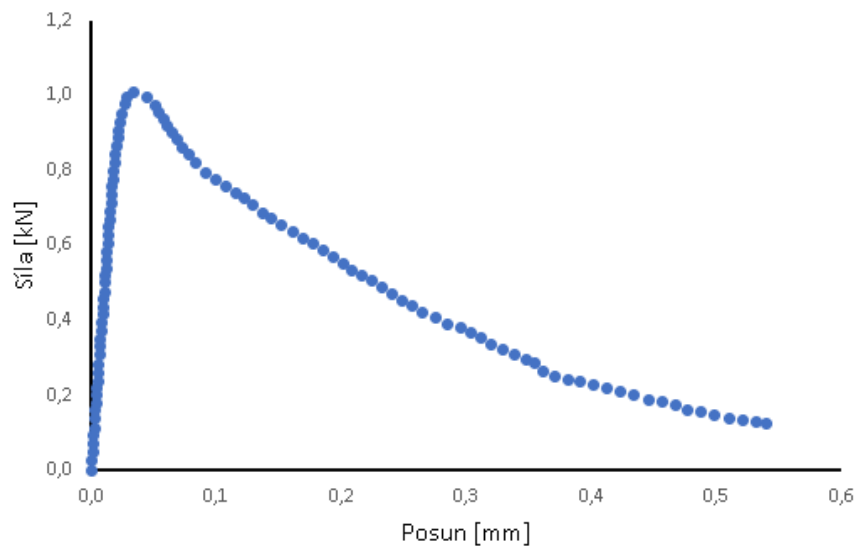
Obr. A.8: Zatěžovací diagram síla–*CMOD* vzorku TB1 po úpravě v programu GTDiPS



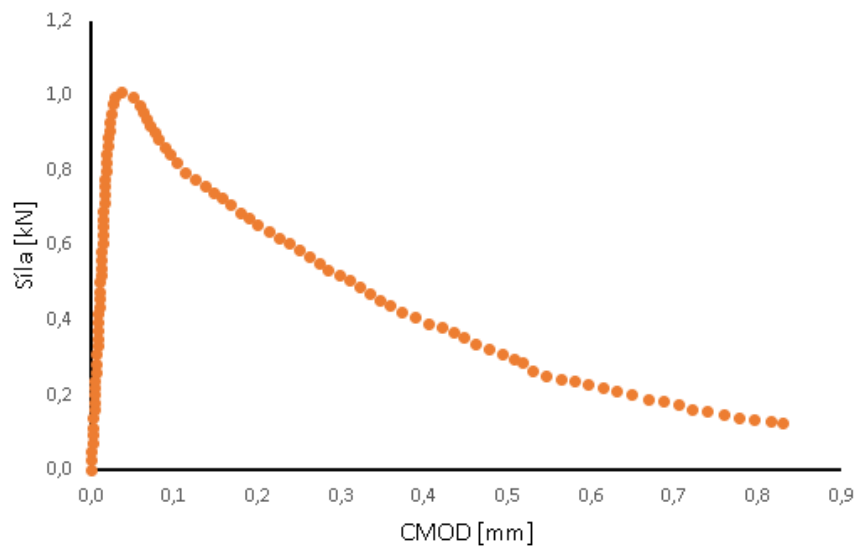
Obr. A.9: Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TB2 po úpravě v programu GTDiPS



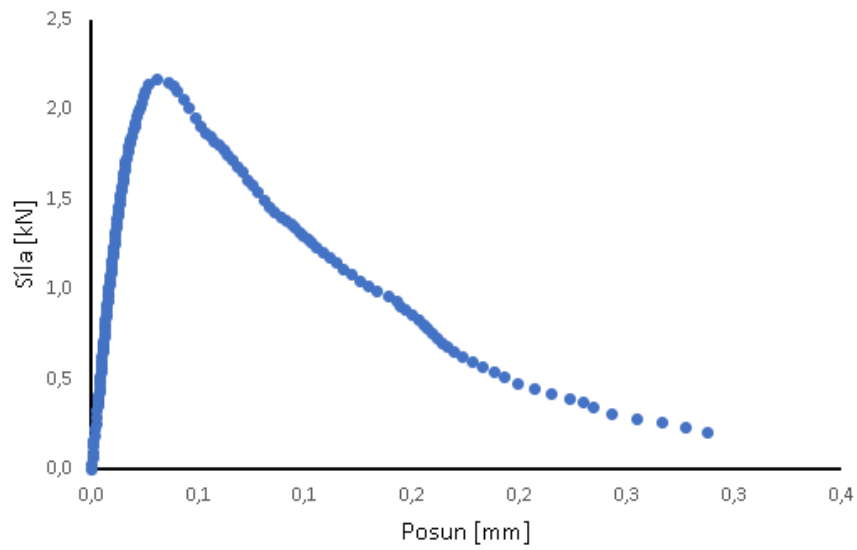
Obr. A.10: Zatěžovací diagram síla–*CMOD* vzorku TB2 po úpravě v programu GTDiPS



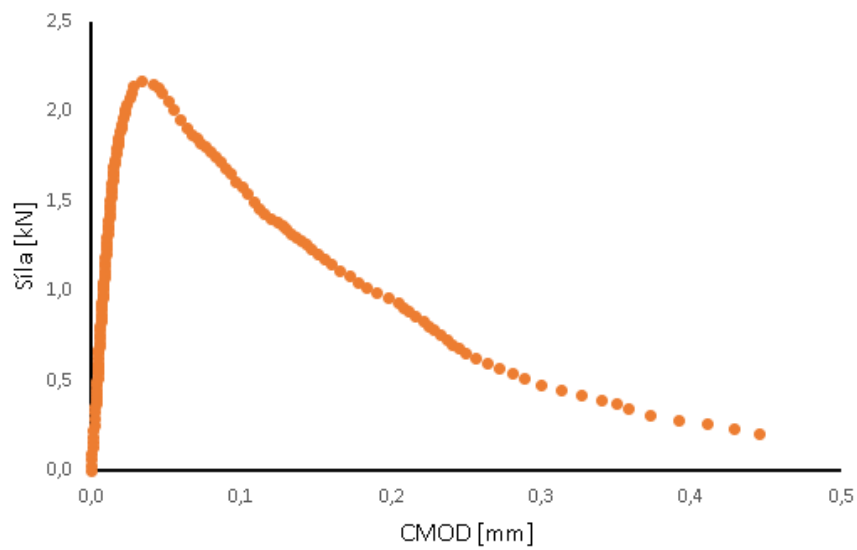
Obr. A.11: Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TB3 po úpravě v programu GTDiPS



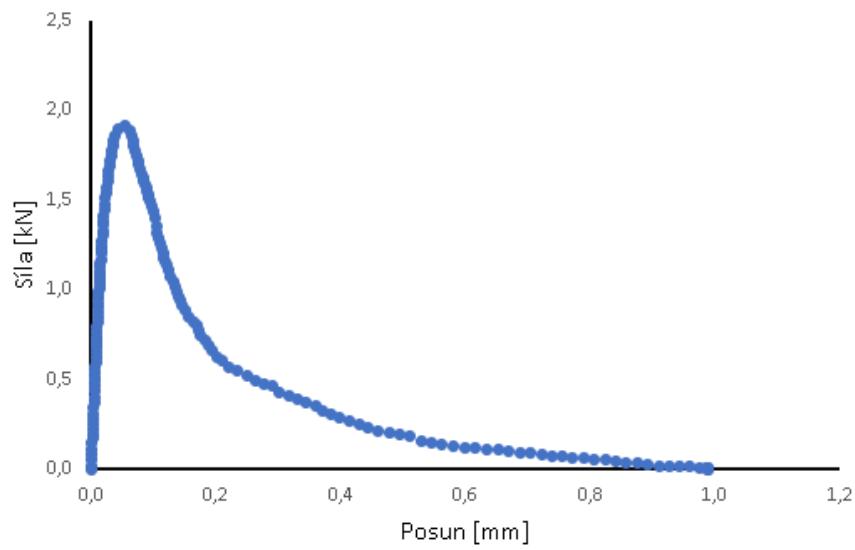
Obr. A.12: Zatěžovací diagram síla–*CMOD* vzorku TB3 po úpravě v programu GTDiPS



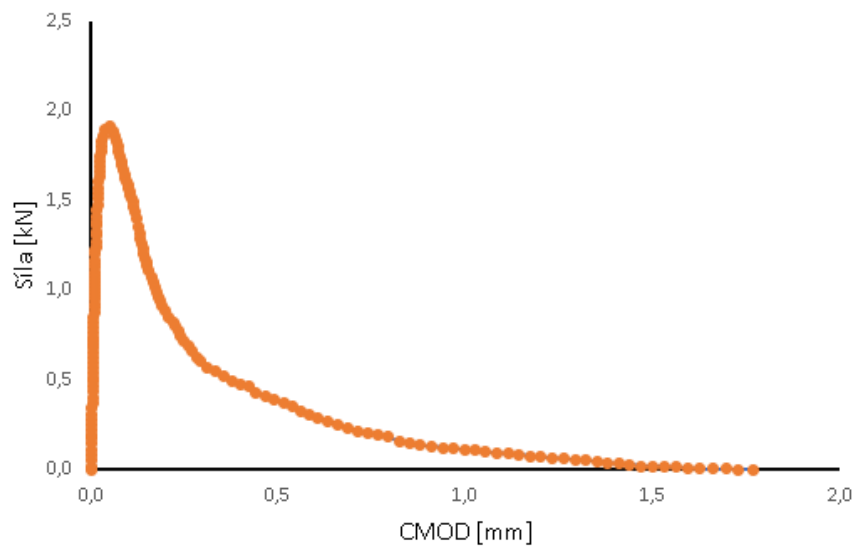
Obr. A.13: Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TC1 po úpravě v programu GTDiPS



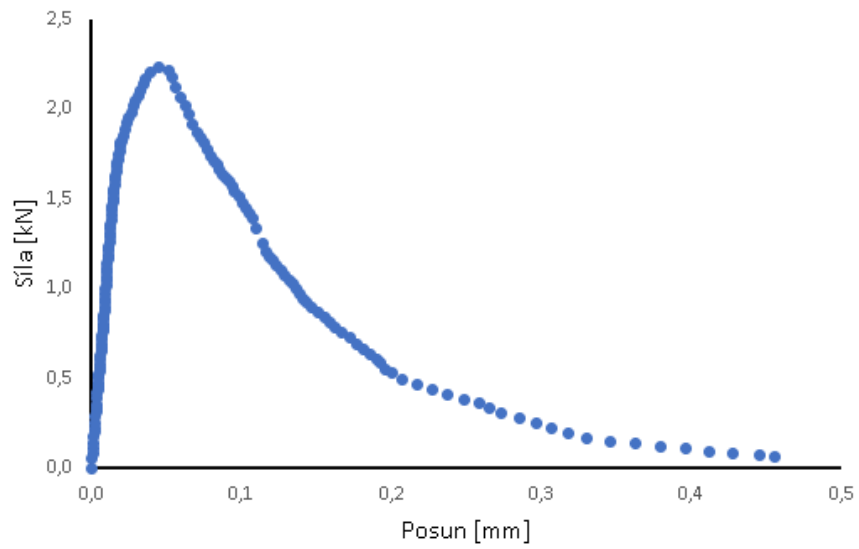
Obr. A.14: Zatěžovací diagram síla–*CMOD* vzorku TC1 po úpravě v programu GTDiPS



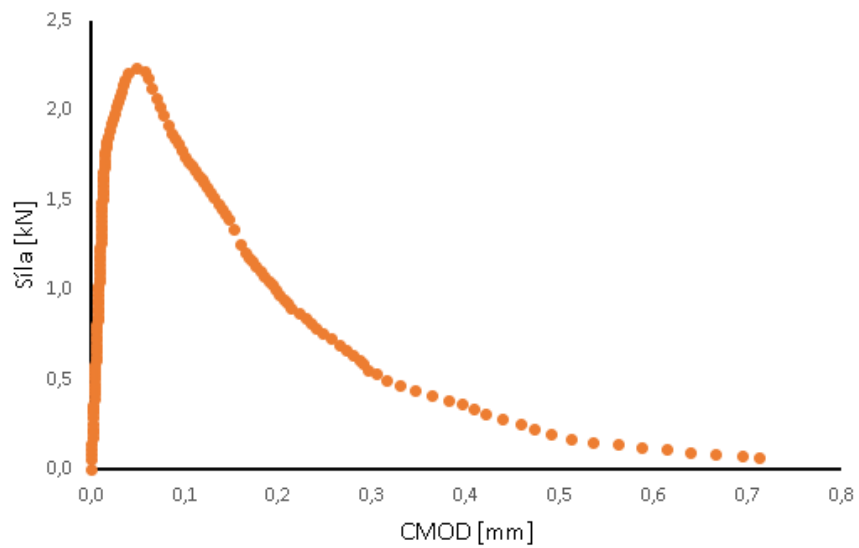
Obr. A.15: Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TC2 po úpravě v programu GTDiPS



Obr. A.16: Zatěžovací diagram síla–*CMOD* vzorku TC2 po úpravě v programu GTDiPS



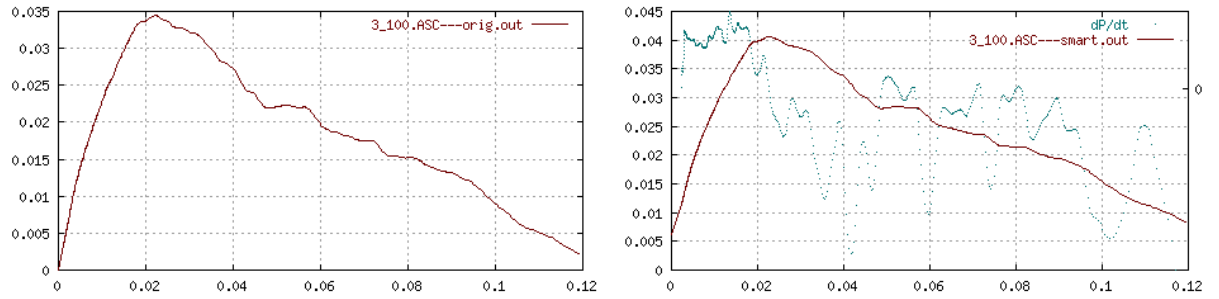
Obr. A.17: Zatěžovací diagram síla–posun vzorku TC3 po úpravě v programu GTDiPS



Obr. A.18: Zatěžovací diagram síla–*CMOD* vzorku TC3 po úpravě v programu GTDiPS

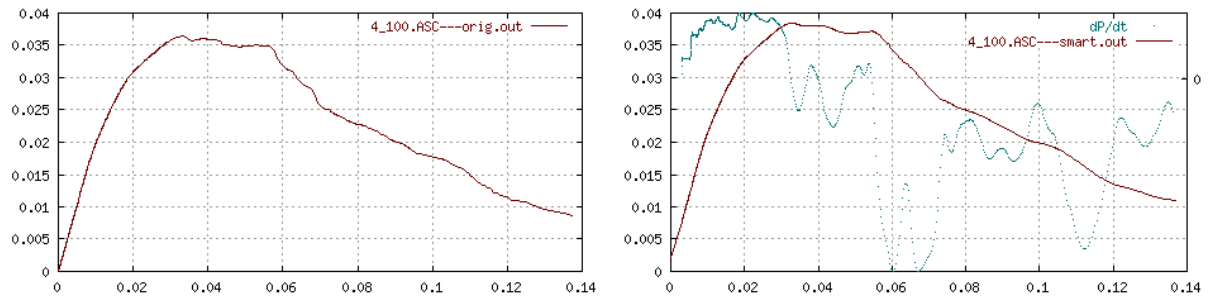
B VÝSTUPY PROGRAMU STICRACK

File1	File2	W	B	S	L	a	M	a_e	$a_e - a$	a/W	a_e/W	E	$P_{max,m}$	P_{max}	d_{Pmax}
		mm	mm	mm	mm	mm	kg/m ³	mm	mm	mm	mm	GPa	kN	kN	mm
3_100.ASC	-	40,32	20,24	180	199,08	11,83	1847	17,38	5,549	0,2934	0,431	4,325	0,03439	0,04057	0,023
K_{Ic}	K_{Icc}	B	B_e	G_c	G_{ce}	$G_{F1,m}$	G_{F1}	$G_{F,m}$	G_F	$W_{F1,m}$	W_{F1}	$W_{F,m}$	W_F		
MPa.m ^{1/2}	MPa.m ^{1/2}	-	-	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	N.m	N.m	N.m	N.m		
0,05921	0,08537	-0,124	0,0495	0,8106	1,685	0,8509	1,092	3,839	6,846	0,000491	0,00063	0,00221	0,00395		



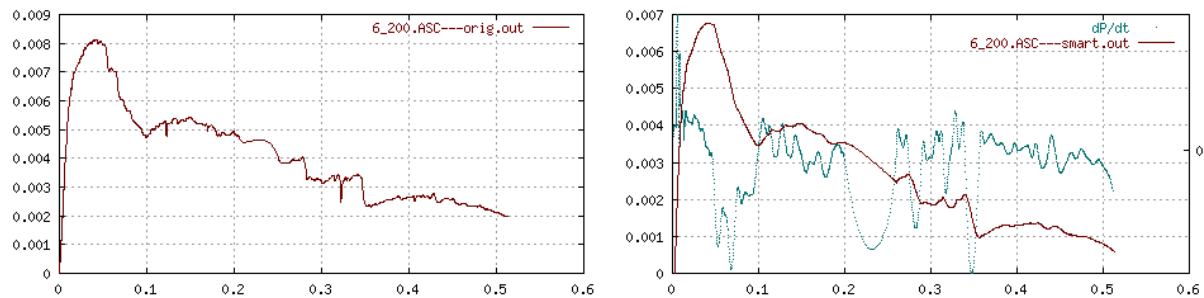
Obr. B.1: Vstupní a výstupní data testu 3_100

File1	File2	W	B	S	L	a	M	a_e	$a_e - a$	a/W	a_e/W	E	$P_{max,m}$	P_{max}	d_{Pmax}
		mm	mm	mm	mm	mm	kg/m ³	mm	mm	mm	mm	GPa	kN	kN	mm
4_100.ASC	-	39,42	20,64	180	199,67	11,45	1906	18,42	6,973	0,2905	0,4673	3,69	0,03632	0,03842	0,033
K_{Ic}	K_{Icc}	B	B_e	G_c	G_{ce}	$G_{F1,m}$	G_{F1}	$G_{F,m}$	G_F	$W_{F1,m}$	W_{F1}	$W_{F,m}$	W_F		
MPa.m ^{1/2}	MPa.m ^{1/2}	-	-	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	N.m	N.m	N.m	N.m		
0,06296	0,1017	-0,126	0,0993	1,074	2,801	1,352	1,47	5,463	8,557	0,00078	0,000849	0,00315	0,00494		



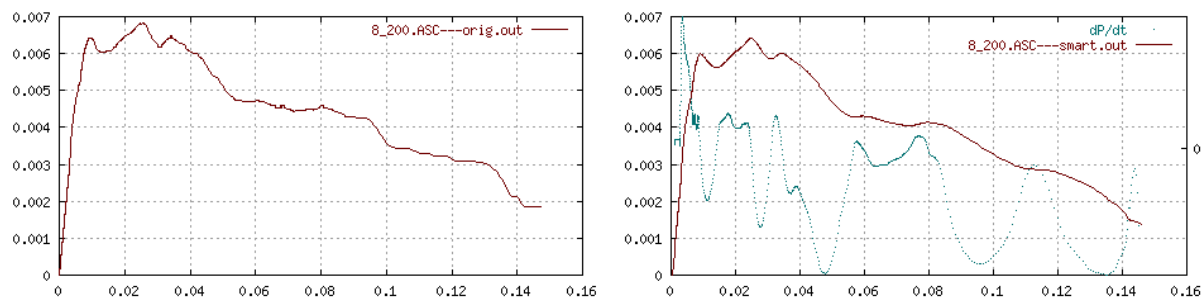
Obr. B.2: Vstupní a výstupní data testu 4_100

File1	File2	W	B	S	L	a	M	a_e	$a_e - a$	a/W	a_e/W	E	$P_{max,m}$	P_{max}	d_{Pmax}
		mm	mm	mm	mm	mm	kg/m ³	mm	mm	mm	mm	GPa	kN	kN	mm
6_200.ASC	-	39,71	20,71	180	199,35	11,45	1988	24,21	12,76	0,2883	0,6096	1,133	0,008094	0,00676	0,043
K_{Ic}	K_{Icc}	B	B_e	G_c	G_{ce}	$G_{F1,m}$	G_{F1}	$G_{F,m}$	G_F	$W_{F1,m}$	W_{F1}	$W_{F,m}$	W_F		
MPa.m ^{1/2}	MPa.m ^{1/2}	-	-	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	N.m	N.m	N.m	N.m		
0,01565	0,04127	-0,129	0,302	0,2161	1,503	0,4646	0,3674	3,612	2,958	0,000272	0,000215	0,00211	0,00173		



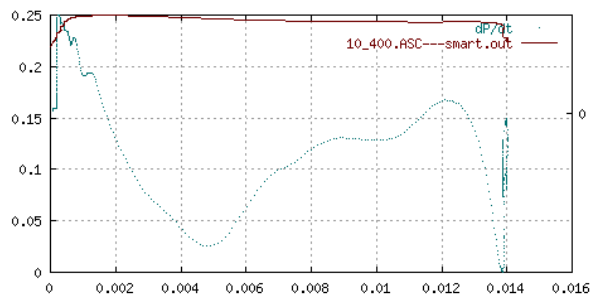
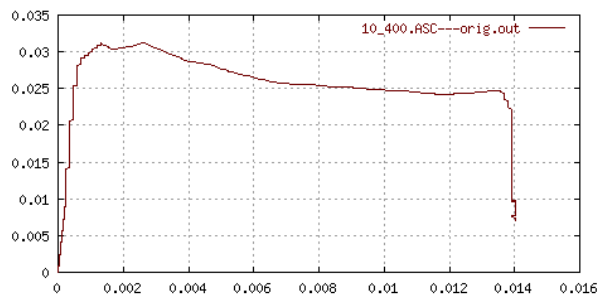
Obr. B.3: Vstupní a výstupní data testu 6_200

File1	File2	W	B	S	L	a	M	a_e	$a_e - a$	a/W	a_e/W	E	$P_{max,m}$	P_{max}	d_{Pmax}
		mm	mm	mm	mm	mm	kg/m ³	mm	mm	mm	mm	GPa	kN	kN	mm
8_200.ASC	-	42,13	21,34	180	199,42	11,45	1844	26,85	15,4	0,2718	0,6373	1,626	0,006821	0,006413	0,025
K_{Ic}	K_{Icc}	B	B_e	G_c	G_{ce}	$G_{F1,m}$	G_{F1}	$G_{F,m}$	G_F	$W_{F1,m}$	W_{F1}	$W_{F,m}$	W_F		
MPa.m ^{1/2}	MPa.m ^{1/2}	-	-	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	N.m	N.m	N.m	N.m		
0,01154	0,0356	-0,153	0,34	0,08194	0,7793	0,2068	0,1913	0,9861	1,201	0,000135	0,000125	0,000646	0,000786		



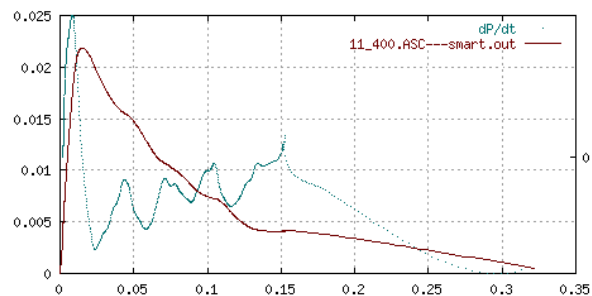
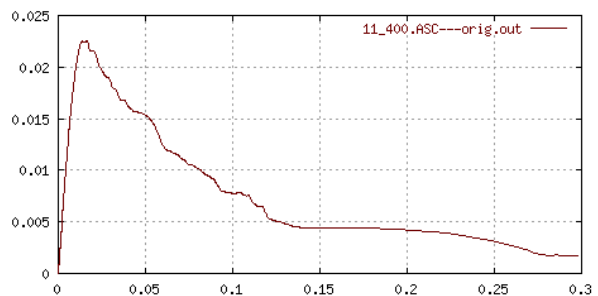
Obr. B.4: Vstupní a výstupní data testu 8_200

File1	File2	W	B	S	L	a	M	a_e	$a_e - a$	a/W	a_e/W	E	$P_{max,m}$	P_{max}	d_{pmax}
		mm	mm	mm	mm	mm	kg/m ³	mm	mm	mm	mm	GPa	kN	kN	mm
10_400.ASC	-	40,26	20,2	180	199,03	11,45	1993	24,63	13,18	0,2844	0,6118	110,9	0,03094	0,2497	0,0017
K_{Ic}	K_{Icc}	B	B_e	G_c	G_{ce}	$G_{F1,m}$	G_{F1}	$G_{F,m}$	G_F	$W_{F1,m}$	W_{F1}	$W_{F,m}$	W_F		
MPa.m ^{1/2}	MPa.m ^{1/2}	-	-	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	N.m	N.m	N.m	N.m		
0,05266	0,1415	-0,135	0,304	0,02501	0,1806	0,07224	0,7023	0,6271	11,3	4,2e-05	0,000409	0,000365	0,00658		



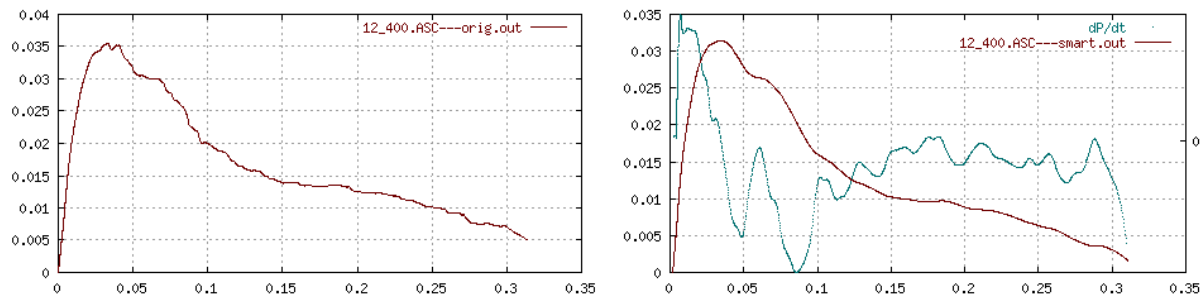
Obr. B.5: Vstupní a výstupní data testu 10_400

File1	File2	W	B	S	L	a	M	a_e	$a_e - a$	a/W	a_e/W	E	$P_{max,m}$	P_{max}	d_{pmax}
		mm	mm	mm	mm	mm	kg/m ³	mm	mm	mm	mm	GPa	kN	kN	mm
11_400.ASC	-	39,99	20,41	180	199,66	11,83	2020	17,6	5,769	0,2958	0,4401	4,46	0,02222	0,02186	0,015
K_{Ic}	K_{Icc}	B	B_e	G_c	G_{ce}	$G_{F1,m}$	G_{F1}	$G_{F,m}$	G_F	$W_{F1,m}$	W_{F1}	$W_{F,m}$	W_F		
MPa.m ^{1/2}	MPa.m ^{1/2}	-	-	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	N.m	N.m	N.m	N.m		
0,03968	0,05834	-0,12	0,0621	0,353	0,7633	0,3685	0,3595	3,784	3,863	0,000212	0,000207	0,00217	0,00222		



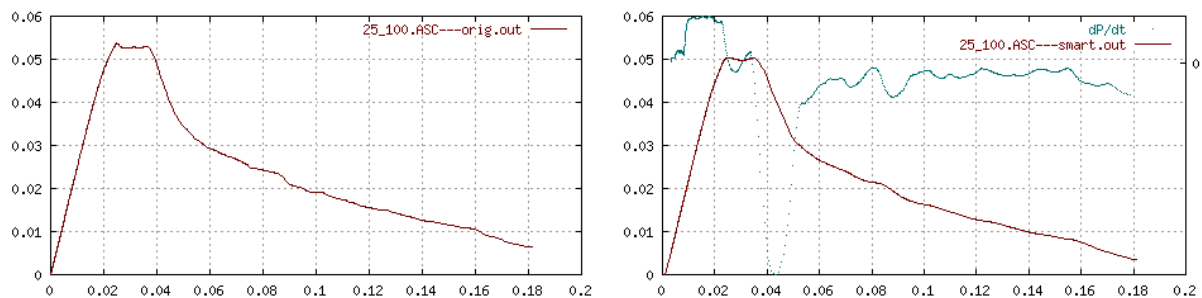
Obr. B.6: Vstupní a výstupní data testu 11_400

File1	File2	W	B	S	L	a	M	a_e	$a_e - a$	a/W	a_e/W	E	$P_{max,m}$	P_{max}	dP_{max}
		mm	mm	mm	mm	mm	kg/m ³	mm	mm	mm	mm	GPa	kN	kN	mm
12_400.ASC	-	39,29	20,89	180	199,58	11,45	1975	20,97	9,515	0,2914	0,5336	4,353	0,03524	0,03145	0,034
K_{Ic}	K_{Icc}	B	B_e	G_c	G_{ce}	$G_{F1,m}$	G_{F1}	$G_{F,m}$	G_F	$W_{F1,m}$	W_{F1}	$W_{F,m}$	W_F		
MPa.m ^{1/2}	MPa.m ^{1/2}	-	-	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	N.m	N.m	N.m	N.m		
0,06099	0,1211	-0,125	0,19	0,8546	3,371	1,523	1,299	9,139	7,965	0,000886	0,000756	0,00532	0,00463		



Obr. B.7: Vstupní a výstupní data testu 12_400

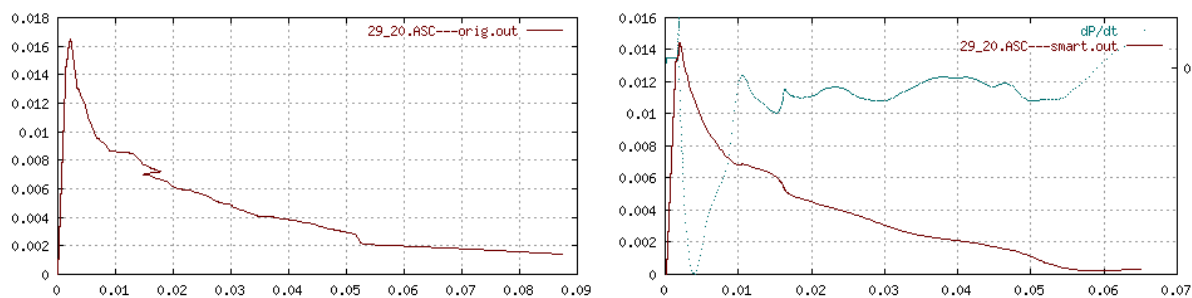
File1	File2	W	B	S	L	a	M	a_e	$a_e - a$	a/W	a_e/W	E	$P_{max,m}$	P_{max}	dP_{max}
		mm	mm	mm	mm	mm	kg/m ³	mm	mm	mm	mm	GPa	kN	kN	mm
25_100.ASC	-	39,73	20,32	180	199,17	11,53	1925	18,23	6,697	0,2902	0,4588	4,891	0,05314	0,05035	0,035
K_{Ic}	K_{Icc}	B	B_e	G_c	G_{ce}	$G_{F1,m}$	G_{F1}	$G_{F,m}$	G_F	$W_{F1,m}$	W_{F1}	$W_{F,m}$	W_F		
MPa.m ^{1/2}	MPa.m ^{1/2}	-	-	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	J/m ²	N.m	N.m	N.m	N.m		
0,09131	0,1438	-0,127	0,0872	1,704	4,229	2,205	2,036	7,421	7,65	0,00126	0,00117	0,00425	0,00438		



Obr. B.8: Vstupní a výstupní data testu 25_100

File1	File2	W	B	S	L	a	M	a_e	$a_e - a$	a/W	a_e/W	E	$P_{max,m}$	P_{max}	d_{Pmax}
		mm	mm	mm	mm	mm	kg/m^3	mm	mm	mm	mm	GPa	kN	kN	mm
29_20.ASC	-	40,14	20,24	180	197,7	14,36	1980	16,89	2,531	0,3577	0,4208	23,63	0,01617	0,01445	0,0019

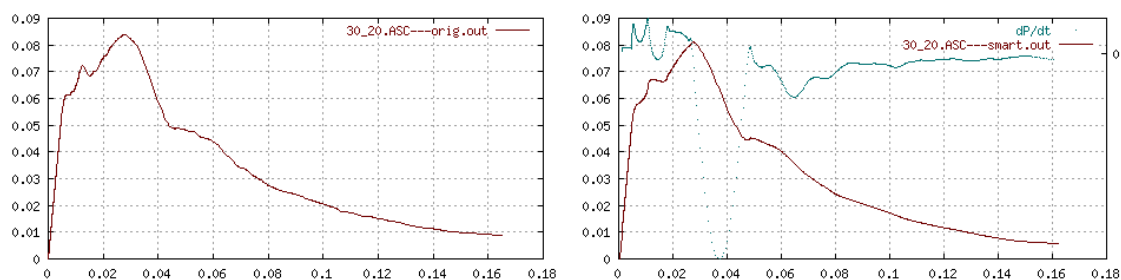
K_{Ic}	$K_{Ic,e}$	B	B_e	G_c	$G_{c,e}$	$G_{F1,m}$	G_{F1}	$G_{F,m}$	G_F	$W_{F1,m}$	W_{F1}	$W_{F,m}$	W_F
$MPa \cdot m^{1/2}$	$MPa \cdot m^{1/2}$	-	-	J/m^2	J/m^2	J/m^2	J/m^2	J/m^2	J/m^2	N.m	N.m	N.m	N.m
0,03469	0,04115	-0,0435	0,0367	0,05093	0,07167	0,03375	0,02752	0,6648	0,4869	1,76e-05	1,44e-05	0,000347	0,000254



Obr. B.9: Vstupní a výstupní data testu 29_20

File1	File2	W	B	S	L	a	M	a_e	$a_e - a$	a/W	a_e/W	E	$P_{max,m}$	P_{max}	d_{Pmax}
		mm	mm	mm	mm	mm	kg/m^3	mm	mm	mm	mm	GPa	kN	kN	mm
30_20.ASC	-	40,32	19,75	180	198,6	12,63	2030	26,16	13,53	0,3132	0,6488	22,88	0,08434	0,08101	0,028

K_{Ic}	$K_{Ic,e}$	B	B_e	G_c	$G_{c,e}$	$G_{F1,m}$	G_{F1}	$G_{F,m}$	G_F	$W_{F1,m}$	W_{F1}	$W_{F,m}$	W_F
$MPa \cdot m^{1/2}$	$MPa \cdot m^{1/2}$	-	-	J/m^2	J/m^2	J/m^2	J/m^2	J/m^2	J/m^2	N.m	N.m	N.m	N.m
0,1532	0,4462	-0,0993	0,364	1,026	8,702	3,218	3,049	10,33	11,04	0,00176	0,00167	0,00565	0,00604



Obr. B.10: Vstupní a výstupní data testu 30_20