



ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

Fakulta stavební

Katedra betonových a zděných konstrukcí

Přetvárné vlastnosti textilního betonu

Strenght and deformation of TRC

DISERTAČNÍ PRÁCE

Ing. Tomáš Zelenka

Doktorský studijní program: Stavební inženýrství

Studijní obor: Konstrukce a dopravní stavby

Školitel: prof. Ing. Alena Kohoutková, CSc., FEng.

Praha, 2022



PROHLÁŠENÍ

Jméno doktoranda: Ing. Tomáš Zelenka

Název disertační práce: Přetvárné vlastnosti textilního betonu

Prohlašuji, že jsem uvedenou disertační práci vypracoval/a samostatně pod vedením školitele prof. Ing. Aleny Kohoutkové, CSc., FEng.

Použitou literaturu a další materiály uvádím v seznamu použité literatury.

Disertační práce vznikla v souvislosti s řešením projektu: SGS

V Praze dne

.....
podpis



Poděkování

Rád bych poděkoval paní prof. Ing. Aleně Kohoutkové, CSc., FEng. za podporu, rady a doporučení během celého doktorského studia a obzvláště během vypracování disertační práce. Také bych rád chtěl poděkovat panu doc. Ing. Janu Vodičkovi, CSc. a v neposlední řadě moji rodině za velkou podporu během celého doktorského studia.



Abstrakt

V posledních letech se objevují snahy o nahrazení ocelové výztuže v betonových konstrukcích nebo o jejich optimalizaci novými druhy materiálů. Cílem těchto snah je zefektivnění, prodloužení životnosti, zvýšení únosnosti a v neposlední řadě snížení emisí CO₂, které jsou s výrobou zmíněných konstrukcí spojené. Jedním z těchto nových materiálů je textilní beton. Textilní beton je kompozitní materiál tvořený textilní výztuží a betonovou maticí, která má za účelem řádného probetonování textilních výztužných sítí maximální velikost zrna kameniva zpravidla do 4 mm.

Každý prut textilní výztuže se skládá z mnoha elementárních uhlíkových, skleněných, čedičových a jiných vláken. Jednotlivé pruty z elementárních vláken se většinou spojují do výztužných sítí. Textilní beton má v porovnání s ocelovým betonem obecně vzato více pozitivních vlastností než těch negativních. Detailní porovnání obou materiálů je součástí disertační práce. Pro výrobu textilní výztuže ani pro provádění, navrhování a zkoušení konstrukcí z textilního betonu zatím neexistují žádné technické normy, předpisy ani standardy. V současné době proto není možné provádět veřejné stavby z textilního betonu ve větším rozsahu. Na mnoha českých i zahraničních technických pracovištích nyní probíhá výzkum s cílem vytvořit na základě zjištěných poznatků technické normy.

Disertační práce se zabývá tématy, která byla v souvislosti s textilním betonem doposud prozkoumána jen velmi málo, nebo dokonce nebyla prozkoumána vůbec. Věnuje se hlavně přetvárným vlastnostem textilního betonu, které jsou důležité pro inženýrské konstrukce. V disertační práci se přetvárné vlastnosti textilního betonu zkoumají numericky i experimentálně. První nastolenou problematikou jsou ohybové vlastnosti konstrukčních prvků z textilního betonu. V rámci řešení tématu ohybových vlastností textilního betonu budou porovnány výsledky z reálných zkoušek s výsledky vypočtenými pomocí několika numerických metod. Další problematikou řešenou v disertační práci je „rozměrový efekt“ textilního betonu. Třetím důležitým tématem je odezva textilního betonu při dynamickém ohybovém namáhání.

Klíčová slova

Textilní beton, moment, rozměrový efekt, dynamické namáhání



Abstract

As alternatives to construction steel in steel reinforced concrete, new materials are being used to optimise lifespans and load-bearing capacity in structures and to reduce CO₂ emissions in production. One of these new materials is textile reinforced concrete. Produced from textiles, textile reinforcement mesh is added to the concrete mix, which is limited to a maximum gravel size of 4 mm due to constraints in the mesh's dimensions. Textile reinforcement mesh is a lattice of rods produced with different spacing and diameters. Each rod is produced from thousands of fibres of AR-GLAS, basalt, carbon, aramid, or other materials. Compared to steel reinforced concrete, textile reinforced concrete has many advantages. In this dissertation, these construction materials are compared in detail. Textile reinforced concrete is not currently subject to any technical standards, regulations or testing for planning and use in construction. The absence of technical standards means the use of this material is not permitted in public structures; however, the existing research of all the properties and characteristics of textile reinforced concrete is sufficient for the creation of a technical standard.

The dissertation investigates unresearched characteristics of textile reinforced concrete or those which have few existing studies in the literature. The thesis mainly examines the material's deformation characteristics encountered in bridge construction and engineering. The mechanical behaviour of textile reinforced concrete was tested experimentally, especially its deformation behaviour. The dissertation compares the current knowledge of the material's deformation behaviour with results from real experiments and FEM calculations. The dissertation also examines the effect of the size of the textile mesh and explores the material's overall dynamic deformation behaviour, which is a significant factor in bridge construction.

Keywords

Textile reinforced concrete, bending, size effect, dynamic loading



Obsah:

1 Cíle disertační práce	16
2 Úvod do problematiky textilního betonu	18
3 Komponenty textilního betonu	20
3.1 Betonové směsi pro textilní beton	20
3.1.1 Prostý beton	20
3.1.2 Vláknobeton	23
3.2 Textilní výztuž	24
3.3 Vybraná elementární vlákna pro výrobu textilní výztuže	28
3.3.1 Čedičové elementární vlákno	28
3.3.2 Aramidové vlákno	30
3.3.3 Skleněné vlákno	31
3.3.4 Uhlíkové vlákno	32
3.4 Impregnace textilních vláken	35
3.4.1 Impregnační materiál	35
3.4.2 Výroba kompozitní textilní výztuže a její tvarování	38
3.4.3 Vliv impregnace na kompozitní textilní výztuž	40
3.4.4 Odezva textilní kompozitní výztuže při zatížení v tahu	41
3.5 Značení textilní výztuže	43
3.6 Přetvárné vlastnosti textilního betonu	44
3.6.1 Spolupůsobení textilní kompozitní výztuže a betonové matrice	44
3.6.2 Zatížení v prostém tahu textilního betonu	52
3.6.3 Zatížení v prostém tahu textilního vláknobetonu	55
3.6.4 Smykové zatížení textilního betonu	57
3.6.4.1 Prvky bez smykového vyztužení	57
3.6.4.2 Prvky se smykovým vyztužením	59
3.6.5 Zatížení v tahu za ohybu textilního betonu	61
3.6.6 Rozměrový efekt textilního betonu	65
3.6.7 Vlastnosti textilního betonu při dlouhodobém zatížení	68
3.6.8 Vlastnosti textilního betonu při dynamickém zatížení	70
3.7 Realizované konstrukce z textilního betonu	74
3.7.1 Pozemní stavitelství	74
3.7.2 Dopravní stavitelství	76
4 Experimentální část disertační práce	79



4.1 Použité materiály zkušebních těles	79
4.1.1 Popis betonových směsí pro zkušební tělesa	79
4.1.2 Zkoušky vybraných mechanických vlastností betonových směsí	81
4.1.3 Skleněná výztuž pro vyztužení zkušebních těles	87
4.1.4 Uhlíková výztuž pro vyztužení zkušebních těles	89
4.2 Zkouška ve čtyřbodovém ohybu trámců	91
4.2.1 Příprava zkušebních těles pro zkoušku	91
4.2.2 Uspořádání zkoušky ve čtyřbodovém ohybu	94
4.2.3 Průběh zkoušek – zkušební tělesa bez smykové výztuže	96
4.2.4 Průběh zkoušek – zkušební tělesa se smykovou výztuží	100
4.2.5 Porovnání výsledků zkoušek s různými výpočty	102
4.2.6 Shrnutí problematiky a poznatků	105
4.3 Rozměrový efekt – zkouška ve čtyřbodovém ohybu trámců	110
4.3.1 Příprava zkušebních těles pro zkoušku	110
4.3.2 Uspořádání zkoušky ve čtyřbodovém ohybu	112
4.3.3. Průběh zkoušek	114
4.3.4 Porovnání výsledků zkoušek s různými výpočty	114
4.3.5 Shrnutí problematiky a poznatků	116
4.4 Dynamická ohybová zkouška ve čtyřbodovém ohybu	121
4.4.1 Příprava zkušebních těles pro zkoušku	121
4.4.2 Uspořádání zkoušky ve čtyřbodovém ohybu	123
4.4.3 Průběh dynamických zkoušek	123
4.4.4 Průběh statických zkoušek	125
4.4.5 Shrnutí problematiky a poznatků	128
5 Závěr	133
6 Seznam použitých zdrojů	136



Seznam obrázků:

Obrázek 1 – Příklad betonových směsí pro textilní beton [3]	21
Obrázek 2 – Průběh napětí v závislosti na přetvoření betonu v prostém tlaku betonových směsí C1, C2, C3 a C4, odchylka průběhu napětí v závislosti na přetvoření betonu v prostém tlaku v porovnání s EN 1992-1-1 [3]	22
Obrázek 3 – Mechanické vlastnosti vybraných betonových směsí pro textilní beton	22
Obrázek 4 – Pracovní diagram vláknobetonu a vysokopevnostního betonu s vlákny [5]	23
Obrázek 5 – Rozdělení textilních vláken [5]	24
Obrázek 6 – Vláknovina/roving 1D prvek skládající se z elementárního vlákna [5]	25
Obrázek 7 – Různé druhy výztuže: a) vlákna, b) uhlíkové pásy, c) pruty, d) sítě [5].	27
Obrázek 8 – Schéma výroby elementárních čedičových vláken [11]	29
Obrázek 9 – Schéma výroby elementárních aramidových vláken [8]	30
Obrázek 10 – Schéma výroby elementárních skleněných vláken [18]	31
Obrázek 11 – Schéma výroby elementárních uhlíkových vláken [9]	34
Obrázek 12 – Vlastnosti epoxidu a SBR [3]	37
Obrázek 13 – Průřez multivláknem pod mikroskopem: a) bez impregnace, b) s impregnací [18]	38
Obrázek 14 – Princip výroby tvarované textilní výztuže s využitím technologie impregnace [18]	39
Obrázek 15 – Princip výroby textilní výztuže s využitím technologie impregnace [18]	40
Obrázek 16 – Rozdělení tahového napětí po průřezu bez impregnace a s impregnací kompozitní textilní výztuže	40
Obrázek 17 – Typický pracovní diagram textilní výztuže v tahu, lineární průběh [18]	42
Obrázek 18 – Porovnání pracovního diagramu oceli [47] a výztuže z uhlíkových vláken s impregnací [18]	42
Obrázek 19 – a) průběh napětí v soudržnosti podle Richtera, b) obecné vyjádření průběhu napětí v soudržnosti v libovolné oblasti grafu [18]	44
Obrázek 20 – Znázornění rovnováhy v průřezu při zkoušce „pull out“ [18]	47
Obrázek 21 – Zkouška „pull out“ impregnované textilní výztuže [13]	49
Obrázek 22 – Výsledky zkoušek napětí v soudržnosti s různým typem výztuže [18]	51



Obrázek 23 – Pracovní diagram podle modelu ACK 1971 [48] a uspořádání zkoušky v tahu desky z textilního betonu podle Jesse [13].....	52
Obrázek 24 – Typický průběh textilního betonu s impregnovanou výztuží v prostém tahu [18].....	53
Obrázek 25 – Výsledek reálné zkoušky textilního vláknobetonu, vláknobetonu, textilního betonu a betonu v tahu [49].....	56
Obrázek 26 – Pracovní diagram textilního betonu a textilního vláknobetonu [49].....	56
Obrázek 27 – Porovnání výpočetních hodnot a hodnot z experimentů [18].....	57
Obrázek 28 – Napjatost a) vyztuženého, b) nevyztuženého průřezu před vznikem trhliny	62
Obrázek 29 – Napjatostní stav na mezi pevnosti průřezu textilního betonu [18].....	63
Obrázek 30 – Betonový pásek s trhlinou [26].....	65
Obrázek 31 – Graf výsledků smykové únosnosti trámů z textilního betonu v závislosti na štíhlostním poměru a účinné výšce průřezu [27].....	67
Obrázek 32 – Rozměrový efekt u železobetonového nosníku pro ohyb [26]	68
Obrázek 33 – Graf znázorňující dlouhodobé průhyby při dlouhodobém zatížení desek z textilního betonu [50].....	69
Obrázek 34 – Uspořádání zkoušky pro ověření spolupůsobení soudržnosti textilní výztuže a betonové matrice [50].....	70
Obrázek 35 – Zbytková pevnost zkoušky „pull out“ na prutu [50].....	71
Obrázek 36 – a) textilní výztuž z uhlíkových vláken s epoxidovou impregnací, b) textilní výztuž z uhlíkových vláken s polyakrylovou impregnací [29]	72
Obrázek 37 – Uspořádání dynamické zkoušky [29].....	72
Obrázek 38 – Zbytková pevnost desek z textilního betonu po dynamickém/cyklickém zatížení [29].....	73
Obrázek 39 – Průřez sendvičového fasádního panelu z textilního betonu [32].....	74
Obrázek 40 – Skořepinová konstrukce: a) schéma, b) vyrobená skořepinová konstrukce [33].....	75
Obrázek 41 – Sendvičové fasádní panely [34].....	75
Obrázek 42 – Průřez mostní lávky v německém Albstadtu [35].....	76
Obrázek 43 – Výsledek zkoušky ve čtyřbodovém ohybu mostní lávky [35]	77
Obrázek 44 – Lávka z textilního betonu v provozu.....	77
Obrázek 45 – Průřez mostní konstrukce v německém Ottenhoefenu [36]	78
Obrázek 46 – Průřez desky z textilního betonu s textilní a nerezovou výztuží [36] ...	78



Obrázek 47 – Vlastnosti drátků v betonové směsi dle výrobce [51]	81
Obrázek 48 – Grafické znázornění zkoušky v tlaku [43]	82
Obrázek 49 – Uspořádání zkoušky ve čtyřbodovém ohybu podle ČSN EN 12390-5 [43]	84
Obrázek 50 – Uspořádání zkoušky v příčném tahu dle EN 12390-6 [43]	86
Obrázek 51 – Vlastnosti textilní výztuže ze skleněných vláken Solidian GRID Q145/145-AAE-25 [52]	88
Obrázek 52 – Vlastnosti textilní výztuže ze skleněných vláken Solidian GRID Q97/97-AAE-38 [52]	88
Obrázek 53 – Typický průběh pracovního diagramu textilní výztuže ze skleněných vláken [52]	89
Obrázek 54 – Vlastnosti textilní výztuže z uhlíkových vláken Solidian GRID Q95/95-CCE-38 [52]	89
Obrázek 55 – Vlastnosti textilní výztuže z uhlíkových vláken Solidian GRID Q142/142-CCE-38 [52]	90
Obrázek 56 – Typický průběh pracovního diagramu textilní výztuže z uhlíkových vláken [52]	90
Obrázek 57 – Vyztužení trámů pouze podélnou výztuží	91
Obrázek 58 – Vyztužení trámů podélnou výztuží a smykovou výztuží	92
Obrázek 59 – Uložená výztuž s distančními prvky ve formě	92
Obrázek 60 – Uspořádání zkoušky ve čtyřbodovém ohybu podle ČSN EN 12390-5	95
Obrázek 61 – Betonový nosník vyztužený textilní výztuží ze skleněných vláken	110
Obrázek 62 – Betonový nosník vyztužený textilní výztuží z uhlíkových vláken	111
Obrázek 63 – Statické schéma zkoušky ve čtyřbodovém ohybu	112
Obrázek 64 – Připravené uspořádání zkoušky s nosníkem krátce před zkouškou	113



Seznam tabulek:

Tabulka 1 – Rozdělení tahového napětí po průřezu bez impregnace a s impregnací kompozitní textilní výztuže	41
Tabulka 2 – Betonová směs číslo 1	79
Tabulka 3 – Betonová směs číslo 2	80
Tabulka 4 – Betonová směs číslo 3	81
Tabulka 5 – Betonová směs číslo 1 (pevnost v tlaku)	83
Tabulka 6 – Betonová směs číslo 2 (pevnost v tlaku)	83
Tabulka 7 – Betonová směs číslo 3 (pevnost v tlaku)	84
Tabulka 8 – Betonová směs číslo 1 (pevnost v tahu za ohybu)	85
Tabulka 9 – Betonová směs číslo 2 (pevnost v tahu za ohybu)	85
Tabulka 10 – Betonová směs číslo 3 (pevnost v tahu za ohybu)	85
Tabulka 11 – Betonová směs číslo 2 (pevnost v příčném tahu).....	86
Tabulka 12 – Betonová směs číslo 3 (pevnost v příčném tahu).....	87
Tabulka 13 – Zkušební tělesa vyrobená pro zkoušku textilního betonu v tahu za ohybu	94
Tabulka 14 – Porovnání výpočtů a reálných výsledků zkoušek trámců se smykovou výztuží	108
Tabulka 15 – Porovnání výpočtů a reálných výsledků zkoušek trámců bez smykové výztuže	109
Tabulka 16 – Zkušební tělesa vyrobená pro zkoušku textilního betonu při dynamickém zatížení	121
Tabulka 17 – Hodnoty dolní a horní meze dynamického zatížení	122



Seznam grafů:

Graf 1 – Výsledek vlastních zkoušek trámců ve čtyřbodovém ohybu.....	62
Graf 2 – Vybraný průběh napětí ze zkoušek ve čtyřbodovém ohybu – trámce, $f_{ck, is} = 33,396$ MPa s výztuží Q97/Q97-AAE38 a Q145/Q145-AAE25	96
Graf 3 – Vybraný průběh napětí ze zkoušek ve čtyřbodovém ohybu – trámce, $f_{ck, is} = 71,28$ MPa s výztuží Q97/Q97-AAE38 a Q145/Q145-AAE25	97
Graf 4 – Vybraný průběh napětí ze zkoušek ve čtyřbodovém ohybu – trámce, $f_{ck, is} = 71,28$ MPa s výztuží Q95/Q95-CCE38 a Q142/Q142-CCE38	98
Graf 5 – Vybraný průběh napětí ze zkoušek ve čtyřbodovém ohybu – trámce, $f_{ck, is} = 71,28$ MPa s výztuží Q95/Q95-CCE38 a Q142/Q142-CCE38	99
Graf 6 – Vybraný průběh napětí ze zkoušek ve čtyřbodovém ohybu – trámce, $f_{ck, is} = 71,28$ MPa s podélnou a smykovou výztuží Q97/Q97-AAE38 a Q145/Q145-AAE25	100
Graf 7 – Vybraný průběh napětí ze zkoušek ve čtyřbodovém ohybu – trámce, $f_{ck, is} = 71,28$ MPa s podélnou a smykovou výztuží Q142/Q142-CCE38 a Q95/Q95-CCE38	101
Graf 8 – Porovnání výpočtu max. momentu pomocí metody mezních přetvoření a v programu ATENA 2D s reálnou zkouškou	103
Graf 9 – Porovnání výpočtu max. momentu pomocí metody mezních přetvoření a výsledků z experimentálních zkoušek trámců vyztužených na ohyb a smyk	104
Graf 10 – Průběh napětí pro různý typ trámců s různou betonovou směsí a rozdílným vyztužením	106
Graf 11 – Výsledky zkoušky ve čtyřbodovém ohybu nosníku s výztuží Q145/Q145-AAE25 a s rozpětím 2,0 m s predikcí momentu při vzniku trhliny a na mezi porušení	115
Graf 12 – Výsledky zkoušky ve čtyřbodovém ohybu nosníku s výztuží Q142/Q142-CCE38 a s rozpětím 2,0 m s predikcí momentu při vzniku trhliny a na mezi porušení	116
Graf 13 – Průběh funkce rozměrového efektu pro betonový průřez.....	117
Graf 14 – Průběh funkce rozměrového efektu pro textilní výztuž ze skleněných vláken.....	119
Graf 15 – Závislost průhybu na dynamickém zatížení u zkušebního tělesa s porušením při 76 kmitech.....	124



Graf 16 – Závislost průhybu na dynamickém zatížení u zkušebního tělesa bez porušení s 10^5 kmitů	125
Graf 17 – Průběh napětí zkoušky ve čtyřbodovém ohybu betonových trámů po dynamickém předtížení – výztuž ze skleněných vláken Q145/Q145-AAE25 a vysokopevnostní matrice.....	126
Graf 18 – Průběh napětí zkoušky ve čtyřbodovém ohybu betonových trámů po dynamickém předtížení – výztuž ze skleněných vláken Q145/Q145-AAE25 a vláknobetonová matrice	127
Graf 19 – Průběh napětí zkoušky ve čtyřbodovém ohybu betonových trámů po dynamickém předtížení – výztuž z uhlíkových vláken Q142/Q142-CCE38 a vysokopevnostní matrice.....	128
Graf 20 – Průběh napětí zkoušky ve čtyřbodovém ohybu betonových trámů po dynamickém předtížení – výztuž ze skleněných vláken Q145/Q145-AAE25 a vláknobetonová matrice	129
Graf 21 – Rozdíl průběhu napětí zkoušky ve čtyřbodovém ohybu materiálově stejných betonových trámů po dynamickém předtížení a bez dynamického předtížení	130
Graf 22 – Průběh napětí zkoušky ve čtyřbodovém ohybu betonových trámů po dynamickém předtížení – výztuž z uhlíkových vláken Q142/Q142-CCE38 a vláknobetonová matrice	131



Seznam rovnic:

- (1) Rovnice objemové hmotnosti textilního vlákna
- (2) Vyjádření plochy průřezu textilního prutu
- (3) Vyjádření napětí podle Richtera
- (4) Diferenciální rovnice prokluzu prutu s okrajovými podmínkami od Rehma
- (5) Diferenciální rovnice prokluzu prutu s okrajovými podmínkami od Rehma s doplněním náhradní tuhosti prutu EA
- (6) Vyjádření EA z diferenciální rovnice od Rehma
- (7) Rovnice síly v soudržnosti mezi betonovou maticí a výztuží
- (8) Rovnice prokluzu „pull out“ zkoušky pro stoupající průběh napětí podle Richtera
- (9) Rovnice napětí „pull out“ zkoušky pro stoupající průběh napětí podle Richtera
- (10) Rovnice síly v prutu „pull out“ zkoušky pro stoupající průběh napětí podle Richtera
- (11) Rovnice síly v betonu „pull out“ zkoušky pro stoupající průběh napětí podle Richtera
- (12) Rovnice prokluzu „pull out“ zkoušky pro klesající průběh napětí podle Richtera
- (13) Rovnice napětí „pull out“ zkoušky pro klesající průběh napětí podle Richtera
- (14) Rovnice síly v prutu „pull out“ zkoušky pro klesající průběh napětí podle Richtera
- (15) Rovnice síly v betonu „pull out“ zkoušky pro klesající průběh napětí podle Richtera
- (16) Rovnice prokluzu „pull out“ zkoušky pro konstantní průběh napětí podle Richtera
- (17) Rovnice síly v prutu „pull out“ zkoušky pro konstantní průběh napětí podle Richtera
- (18) Rovnice síly v betonu „pull out“ zkoušky pro konstantní průběh napětí podle Richtera
- (19) Rovnice prokluzu „pull out“ zkoušky pro stoupající průběh napětí pro impregnovanou textilní výztuž
- (20) Rovnice síly „pull out“ zkoušky pro stoupající průběh napětí pro impregnovanou textilní výztuž
- (21) Rovnice prokluzu „pull out“ zkoušky pro klesající průběh napětí pro impregnovanou textilní výztuž



- (22) Rovnice síly „pull out“ zkoušky pro klesající průběh napětí pro impregnovanou textilní výztuž
- (23) Rovnice prokluzu „pull out“ zkoušky pro impregnovanou textilní výztuž se zohledněním okrajových podmínek zkoušky
- (24) Celkový prokluz zkoušky „pull out“ podle Ortleppa a Lorenze
- (25) Rovnice oslabení průřezu zkušebního tělesa (textilního prutu) podle Ortleppa a Lorenze
- (26) Vyjádření modulu pružnosti textilního betonu v oblasti grafu I
- (27) Vyjádření maximální síly v průřezu při vzniku trhliny
- (28) Vyjádření napětí při vzniku trhliny
- (29) Rovnice smykové únosnosti bez smykové výztuže pro obdélníkový průřez
- (30) Rovnice smykové únosnosti bez smykové výztuže pro průřez „I“
- (31) Rovnice smykové únosnosti se smykovou výztuží
- (32) Vyčíslení celkové smykové únosnosti
- (33) Vyjádření kritického napětí při vzniku trhliny
- (34) Vyjádření kritického napětí při vzniku trhliny se zohledněním tuhosti textilního prvku
- (35) Vyjádření síly pro počáteční šíření trhliny
- (36) Rovnice počáteční velikosti trhliny
- (37) Vyjádření síly pro počáteční šíření trhliny s dosazením počáteční velikosti trhliny
- (38) Rovnice nominálního napětí rozměrového efektu
- (39) Rovnice koeficientu obecného rozměrového efektu
- (40) Výpočet pevnosti v tlaku betonu
- (41) Rovnice charakteristické hodnoty napětí betonu v tlaku
- (42) Rovnice napětí v tahu za čtyřbodového ohybu
- (43) Rovnice stanovení příčného tahu betonu
- (44) Rovnice napětí v tahu za čtyřbodového ohybu
- (45) Rovnice napětí v tahu za čtyřbodového ohybu
- (46) Rovnice koeficientu rozměrového efektu výšky betonového průřezu
- (47) Rovnice koeficientu rozměrového efektu délky textilního prutu
- (48) Rovnice celkového rozměrového efektu pro textilní beton



1 Cíle disertační práce

- ⇒ V prvním bodě disertační práce budou zkoumány ohybové vlastnosti textilního betonu. V aktuálně dostupné literatuře je možné dohledat poznatky o chování textilního betonu v tahu za ohybu, o teorii návrhu textilní výztuže na ohybové namáhání, o průběhu pracovního diagramu textilního betonu atd. Tyto výzkumem získané poznatky bohužel nejsou podloženy takovým množstvím výsledků, aby je bylo možné shrnout v nějakém obecném normovém předpisu pro různé druhy konstrukcí. Na základě výsledků čtených zkoušek na trácích o různé pevnosti betonové matrice a s různou textilní výztuží bude sledováno chování (průběh pracovního diagramu, maximální moment při vzniku trhliny, maximální moment v únosnosti atd.) textilního betonu v tahu za ohybu. Výsledky zkoušek budou poté porovnány s výpočtem napětí v tahu za ohybu pomocí iterace na základě metody mezní rovnováhy a metodou konečných prvků. Všechny získané výsledky budou mezi sebou porovnány a v případě odchylek mezi výsledky bude hledána příčina. V závěru práce budou uvedeny odchylky od výpočtů, doporučení a nové poznatky, které v problematice ohybového namáhání textilního betonu umožní další posun.
- ⇒ Dopusud bylo provedeno a v literatuře zdokumentováno poměrně velké množství zkoušek textilního betonu na malých zkušebních tělesech. Výsledky zkoušek provedených na malých zkušebních tělesech (tenkých destičkách) ale samozřejmě nezohledňují vliv rozměrového efektu. Rozměrový efekt se projevuje u prvků, jež jsou v porovnání s malými zkušebními tělesy několikanásobně větší. Dá se očekávat, že při vyčíslení výsledků z prvního bodu disertační práce bude vliv rozměrového efektu potvrzen. Proto budou vyrobeny několikanásobně větší zkušební prvky, které budou následně podrobeny zkoušce v tahu za ohybu. Zkušební prvky budou vyztuženy výztuží ze skleněných a uhlíkových vláken. Na základě výsledků ohybových zkoušek bude vyhodnocen vliv rozměrového efektu betonové matrice a textilní výztuže na únosnost v tahu za ohybu. A v závěru budou shrnuty nové poznatky vlivu rozměrového efektu na prvky z textilního betonu.
- ⇒ Při užívání některých reálných stavebních konstrukcí dochází i k dynamickému zatěžování. To může nastat i u konstrukcí vyztužených pouze textilní výztuží. V této oblasti dynamického namáhání jsou zatím poznatky velmi omezené, a v některých případech dokonce žádné. Dynamické zatížení bylo podle dostupné literatury zkoušeno pouze na tenkostěnných destičkách o jedné frekvenci při namáhání v prostém tahu. Zkoušky dynamických účinků při namáhání v tahu za ohybu na betonových trácích $10 \times 10 \times 40$ cm vyztužených textilní výztuží zatím nebyly provedeny. Z tohoto důvodu budou v rámci třetího cíle disertační práce provedeny zkoušky dynamickým (cyklickým) zatěžováním na betonových či vláknobetonových trácích s výztuží ze skleněných nebo uhlíkových vláken. Na základě výsledků zmíněných zkoušek bude posouzeno, zda beton či vláknobeton vyztužený výztuží ze



skleněných nebo uhlíkových vláken je vhodný pro dynamicky namáhané konstrukce. Budou vyhodnoceny pracovní diagramy neporušených zkušebních těles po dynamickém předtížení, které budou podrobeny statické zkoušce v tahu za ohybu. S využitím výsledků z prvního cíle disertační práce budou popsány vlivy dynamického předtížení na maximální únosnost prvků textilního betonu v tahu za ohybu či na změnu pracovního diagramu po dynamickém zatěžování.



2 Úvod do problematiky textilního betonu

Od 60. let 19. století, kdy Joseph Monier získal patent na železobeton, nastala ve vyztužování betonových konstrukcí žádná výrazná změna. Došlo sice k různým úpravám technologie betonových směsí či k vylepšení vlastností ocelové výztuže, ale princip této technologie zůstal stejný. Při užívání konstrukcí ze železového betonu se bohužel objevily i jejich negativní vlastnosti. Hlavně je to malá odolnost proti dlouhodobému působení vnějších vlivů prostředí na konstrukci – například chloridů, agresivní vody, karbonatace a podobně. Vlivy prostředí ovlivňují životnost železobetonové konstrukce i tím, že způsobují korozi ocelové výztuže. Až na konci 20. století se začínají objevovat snahy o nahrazení konvenční ocelové výztuže novými materiály. Jedním z těchto nových materiálů je textilní výtuž. Na začátku 90. letech 20. století započal výzkum hlavně v Německu a USA. Záměr nahradit ocelovou výtuž v betonových konstrukcích novým typem výtuže podpořily vlády Německa a USA významnými investicemi. V tu dobu se již pracovalo s myšlenkou použít jako výtuž do betonových konstrukcí textilní vlákna. Výzkum textilní výtuže se sice v posledních letech posunul vpřed, ale v některých oblastech využívání této technologie je stále množství nevyjasněných otázek. Přesto už na základě poznatků získaných z dosavadního výzkumu mohl být textilní beton použit v reálných konstrukcích, jako je např. mostní lávka z předpjatého textilního betonu v německém městě Oschatz, mostní lávka z textilní výtuže ze skleněných vláken v městské části Albstadt-Lautlingen (rovněž v Německu), mostní lávka z textilní výtuže z uhlíkových vláken v městské části Albstadt-Ebingen, prefabrikované fasádní panely na mnoha objektech pozemních staveb, využití při sanacích betonových konstrukcí atd.

Co vlastně ten textilní beton (textile reinforced concrete) je? Textilní beton je kompozitní materiál skládající se z betonové směsi většinou vyšších pevností zpravidla o maximální velikosti zrna kameniva zpravidla do 4 mm a z textilní výtuže. Textilní výtuž se může vyrábět v mnoha tvarech a z různých materiálů, jako je sklo, uhlík, aramid, čedič atd. Pro vlákna textilní výtuže se volí hlavně materiál, který je chemicky odolný proti působení vnějšího prostředí a má vysokou pevnost. To dává konstrukcím z textilního betonu oproti konstrukcím ze železobetonu několik výhod. První obrovskou výhodou je teoreticky neomezená životnost konstrukce z hlediska působení vnějších vlivů prostředí. Textilní výtuž se výborně hodí pro konstrukce vystavené extrémním vlivům – například pro nádrže čistíren odpadních vod, mostní římsy, podzemní garáže, konstrukce vystavené mořskému prostředí, podzemní části konstrukcí při působení agresivních vod atd. Druhou výhodou je redukce krytí betonu pouze na míru soudržnosti mezi výtuží a betonem, a tedy snížení spotřeby betonu oproti železobetonovým konstrukcím. Díky snížení spotřeby betonu se u prvků vyrobených z textilního betonu podstatně snižuje hmotnost konstrukce. Nižší hmotnost prvků z textilního betonu, vysoké pevnosti textilní výtuže a její tvarová flexibilita umožňuje vytvářet velmi tenké, lehké, tvarově flexibilní a vysoce únosné konstrukce s velkými rozpětími či nižší stavební výškou. Vzhledem k úspoře materiálu – betonu a oceli – je druhotnou výhodou konstrukcí z textilního betonu výrazné snížení emisí CO₂, které se v posledních letech pomalu stává důležitým aspektem průmyslu. Další pozitivní vlastností těchto konstrukcí je skutečnost, že uložení textilní výtuže je díky nízké hmotnosti snadnější a cenově výhodnější než u ocelové výtuže. Cena ocelové betonářské výtuže se následkem covidové krize a nyní i kvůli válce na Ukrajině



dramaticky zvýšila a téměř se vyrovnala textilní výztuži. Slabou stránkou textilního betonu z hlediska navrhování je momentálně absence výzkumu v některých důležitých oblastech vlastností, jako jsou například vlastnosti při dynamickém zatížení, dlouhodobém dotvarování, ohybovém namáhání atd. Z důvodu nedostatečného výzkumu zatím pro navrhování a provádění konstrukcí z textilního betonu stále neexistuje technická norma.

To ale neznamena, že by se v oblasti výzkumu textilní výztuže a konstrukcí z textilního betonu nic nedělo. Zhruba od roku 2000 probíhal intenzivní výzkum textilní výztuže bez impregnace. A od roku 2010 až do současnosti se provádí výzkum textilní výztuže bez impregnace i s impregnací.

V jakých směrech výzkum zaostává? Dle mého názoru má doposud prováděný výzkum slabiny ve volbě zkušebních těles a typů zkoušek a samozřejmě v absolutně neprozkoumaných nebo málo prozkoumaných oblastech problematiky textilního betonu. Většina provedených zkoušek textilního betonu se provádí na malých tenkostěnných destičkách [13]. Například pro zkoušku v prostém tahu jsou doporučené velikosti zkušebních těles podle RILEM $500 \times 60 \times 6$ mm [46]. Na podobně velkých tenkostěnných destičkách se provádí i dynamické zkoušky, tahové zkoušky, zkoušky v tahu za ohybu, zkoušky únavové a další. Pro takto malé zkušební prvky není možné použít betonové směsi s maximální velikostí zrna kameniva 4 mm, které se u reálných masivnějších konstrukcí běžně používají z důvodu lepších vlastností betonové matrice a levnějšího návrhu betonové směsi. Výsledky získané ze zkoušek na malých zkušebních tělesech nemohou být vlivem rozměrového efektu jednoduše využívány pro několikrát větší konstrukční prvky. U textilního betonu přichází v úvahu rozměrový efekt nejen betonové matrice, ale i textilní výztuže. Mezery v poznacích o textilním betonu jsou způsobeny i tím, že určité typy zkoušek vůbec nebyly provedeny nebo jich bylo provedeno jen velmi malé množství [13]. Jedná o specifické typy zkoušek, jako je rozměrový efekt, únavové účinky, dlouhodobá únosnost či dynamická odezva prvků z textilního betonu [29]. Určitý problém představuje i ohromné množství druhů textilní výztuže. Každou výztuž bude nutné podrobit sérii zkoušek, na jejímž základě bude možné vytvořit normu pro návrh a pro použití v reálných konstrukcích.

Pro cíle disertační práce jsou vybrány ty oblasti poznatků, které jsou prozkoumány velmi málo, nebo dokonce vůbec. Jedná se o cíl číslo 2 (rozměrový efekt) a číslo 3 (dynamická odezva prvků z textilního betonu). V případě cíle číslo 1 (zkoušky v tahu za ohybu) je počet doposud provedených zkoušek dostatečný, ale téměř všechny zkoušky byly provedeny na tenkostěnných destičkách. Proto budou zkoušky provedeny na jiném typu zkušebních těles.



3 Komponenty textilního betonu

Textilní beton se skládá z betonu a textilní výztuže. Pro konstrukce z textilního betonu je možné používat běžný beton, vysokopevnostní beton, UHPC, lehký beton, těžký beton, ale i vláknobeton. Jediný rozdíl je volba maximální velikosti zrna kameniva v betonové směsi. Tato volba je zásadní, aby došlo k probetonování textilní sítě a zajištění spolupůsobení textilní výztuže s betonem, což je základní předpoklad pro funkčnost návrhu vyztužení betonu nejen pro železobeton, ale i pro textilní beton. Maximální velikost zrna kameniva se řídí použitou textilní výztuží. Většinou se textilní výztuž vyrábí jako výztužná 2D nebo 3D síť o různých vzdálenostech jednotlivých prutů ve směru x , y v síti, případně i ve směru z u 3D textilní sítě. V závislosti na zvolené textilní síti se používá maximální velikost zrna kameniva v betonové směsi od 0,6 mm až do 4 mm. Detailně budou betonové směsi pro textilní beton představeny v kapitole 3.1 Betonové směsi pro textilní beton.

Rozhodujícím faktorem únosnosti textilního betonu jsou mechanické vlastnosti textilní výztuže. Díky tomu, že textilní výztuž má oproti té ocelové několikanásobně vyšší pevnost v tahu, se textilní beton vyznačuje vynikajícími mechanickými vlastnostmi, kterých není možné využitím železového betonu dosáhnout. Již nyní je na trhu velké množství textilních výztuží s různými průřezovými charakteristikami, různým typem impregnace textilní výztuže a s různými formami, jako je prutová 1D výztuž, 2D síť, 3D síť a tvarované výztuže. Formě, výrobě a mechanickým vlastnostem textilních výztuží se věnuje samostatná kapitola 3.2 Textilní výztuž.

3.1. Betonové směsi pro textilní beton

3.1.1 Prostý beton

Betonové směsi pro textilní beton musí být v závislosti na použité textilní výztuži upraveny. Jinak až na výjimky jsou vstupní materiály pro betonovou směs textilního betonu stejné jako u směsí pro konstrukce ze železového betonu. Asi největším rozdílem oproti směsím pro železobetonové konstrukce je omezení maximální velikosti zrna kameniva D_{\max} v závislosti na použité textilní výztuži. Chybějící hrubé frakce kameniva musí být nahrazeny jemnějšími frakcemi či inertními (mikromletý vápenec) nebo aktivními příměsmi (vysokopevní popílký, mikrosilika, jemně mletý cihlářský stěp) s velikostí částic do 0,125 mm a velkým měrným povrchem. Tyto příměsi pozitivně ovlivňují zpracovatelnost a pevnost ztvrdlého betonu [1]. Na druhou stranu větší obsah jemných materiálů přispívá k většímu obsahu cementové pasty, a tedy i ke zvýšení dotvarování a smrštění betonu.

Další odlišností betonové směsi pro textilní výztuž, v tomto případě pro některé výztuže ze skleněných vláken, je nutnost snížit pH betonové matrice z důvodu náchylnosti výztuže ze skleněných vláken na vysoké pH betonu. Tento požadavek se musí zohlednit při návrhu betonové směsi – cementu. Musí být použity cementy CEM II a CEM III, které mají menší obsah portlandského slínku. To zajistí, že bude výztuž ze skleněných vláken méně vystavena působení alkalického prostředí betonu a zajistí se její delší životnost. Přidáním většího množství cementu CEM II nebo CEM III dochází



dle dosavadního výzkumu ke zpomalení růstu i konečné hodnoty statického modulu pružnosti a pevnosti ztvrdlého betonu. Dle směrnice Evropské unie z roku 2020 došlo a v budoucnu ještě dojde za účelem snížení emisí CO₂ k větší redukci obsahu cementů CEM I v betonových směsích. CEM I obsahuje velké množství portlandského slínku, který je energeticky velmi náročný na výrobu. Redukcí obsahu cementu CEM I se budou muset pozměnit vlastnosti ztvrdlého betonu dle normy ČSN EN 1992-1-1 [1]. Redukce portlandského slínku se týká pouze výztuže ze skleněných vláken. Ostatní výztuže z čedičových, aramidových a hlavně z uhlíkových vláken jsou zcela inertní (nedochází ke korozi výztuže) a při jejich použití v betonové matici se nemusí upravovat složení betonové směsi.

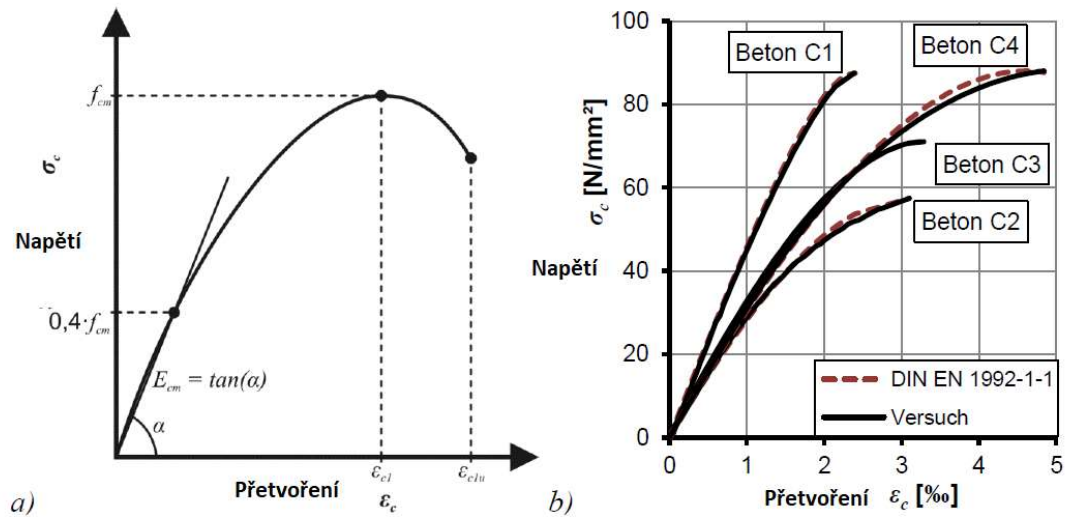
Složení vybraných betonových směsí pro textilbeton

		Beton C1	Beton C2	Beton C3	Beton C4
Druh cementu	-	CEM II A-LL 42,5 R	CEM I 52,5 N	CEM III/A-LL 42,5 R	CEM I 52,5
	-	CEM I 52,5 R	-	-	-
Množství cementu	kg/m ³	205 / 205	490	450	490
Popílek	kg/m ³	-	175	100	175
Mikrosilika	kg/m ³	-	-	-	35
Křem. moučka	kg/m ³	-	203	-	500
Váp. moučka	kg/m ³	255	-	-	-
Silikát hliníku	kg/m ³	45	-	-	-
Kaolín	kg/m ³	-	-	32	-
Polystyren. kuličky	kg/m ³	-	-	3	-
Kamenivo 0-0,2	kg/m ³	-	176	-	-
0-0,25	kg/m ³	-	-	-	500
0-1	kg/m ³	346	-	-	-
0-3	kg/m ³	729	-	-	-
0-4	kg/m ³	-	-	1457	-
0,2-0,6	kg/m ³	-	-	-	714
0,2-1	kg/m ³	-	217	-	-
1-2	kg/m ³	-	176	-	-
2-4	kg/m ³	-	203	-	-
2-5	kg/m ³	465	-	-	-
5-8	kg/m ³	-	379	-	-
Voda	kg/m ³	157	253	214	280
Plastifikátor	kg/m ³	12	2	12	11
Celkem kamenivo	kg/m ³	1540	1150	1457	1214
Max. velikost kameniva	mm	0 - 5	0 - 8	0 - 4	0-0,6

Obrázek 1 – Příklad betonových směsí pro textilní beton [3]

Jedním z nejdůležitějších návrhových aspektů betonových směsí je výsledná pevnost ztvrdlého betonu. Pro textilní výztuže se zpravidla volí betonové směsi o

pevnostech v tlaku vyšších než 50 MPa krychelné pevnosti až po směsi s velmi vysokými pevnostmi – UHPC. Vysoké pevnosti ztvrdlého betonu v kombinaci s textilní výztuží o vysokých tahových pevnostech ve srovnání s betonářskou ocelí B500 umožňují vytvářet konstrukce mnohem subtilnější a rovněž s menší spotřebou materiálu. Samozřejmě je možné betonovat konstrukce z textilního betonu směsí o nižších pevnostech, ale to není zcela logické.



Obrázek 2 – Průběh napětí v závislosti na přetvoření betonu v prostém tlaku betonových směsí C1, C2, C3 a C4, odchylka průběhu napětí v závislosti na přetvoření betonu v prostém tlaku v porovnání s EN 1992-1-1 [3]

Mechanické vlastnosti vybraných betonových směsí pro textilbeton

		Beton C1	Beton C2	Beton C3	Beton C4
Pevnost v tlaku cylind.	N/mm ²	87	57	71 ¹⁾	87 ²⁾
$f_{cm,cyl}$					
Pevnost v tlaku krych.	N/mm ²	100	70	87	90 ³⁾
$f_{cm,cube}$					
Modul pružnosti	N/mm ²	45420	30065	33600	31200
E_{cm}					
Přetvoření	[‰]	2,4	3,1	3,3 ¹⁾	4,6
ϵ_{c1}					
Pevnost v tahu za ohybu	N/mm ²	10,6	5,7	10,7	7,4 ⁵⁾
$f_{ct,fl}$					
Pevnost v pros. tahu	N/mm ²	5,9 ⁶⁾	-	-	4,0 ⁷⁾
f_{ctm}					

Obrázek 3 – Mechanické vlastnosti vybraných betonových směsí pro textilní beton

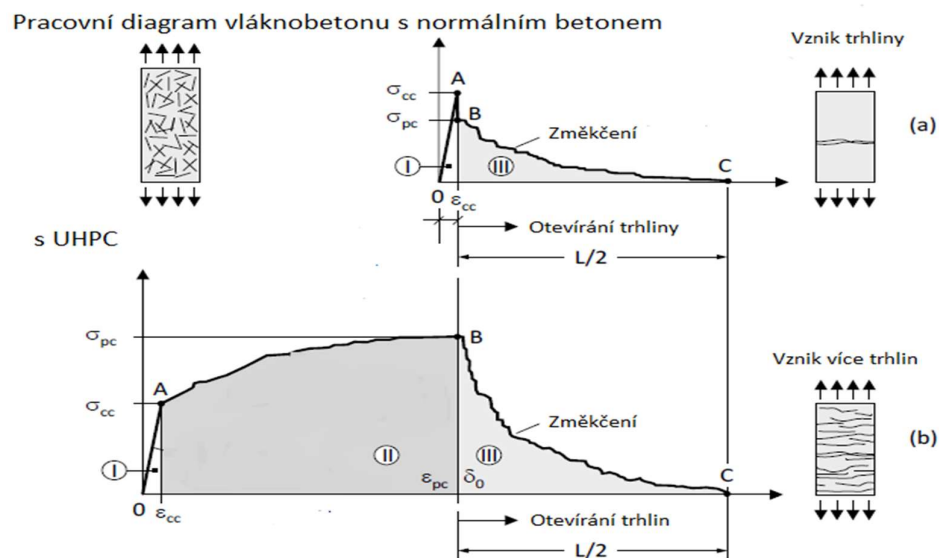
Aby bylo vůbec možné dosáhnout tak vysokých pevností u ztvrdlého betonu, je velmi důležité nastavení hodnoty vodního součinitele betonové směsi. Vysoké pevnosti ztvrdlého betonu je možné dosáhnout pouze při dodržení vodního součinitele

v rozmezí 0,3 až 0,4. Nízké hodnoty vodního součinitele a vyšší množství inertních či aktivních příměsí vedou k tomu, že betonovou směs není možné zpracovat a je nutné použít plastifikátory. Plastifikátory se musí použít na horní hranici použití pro normální betony, aby se zajistily ideální reologické vlastnosti betonové směsi a dobré zpracování čerstvé betonové směsi.

Velmi důležitým aspektem pro návrh železobetonových konstrukcí je stupeň prostředí, ve kterém se bude navrhovaná konstrukce nacházet. Působení vnějšího prostředí se musí vzít v potaz i u konstrukcí z textilního betonu. Pokud se ale využije inertní textilní výztuž – zpravidla z uhlíkových vláken, nemusí se v případě těchto konstrukcí zohledňovat riziko porušení výztuže vlivem působení vnějšího prostředí. To znamená, že při návrhu betonové směsi vyztuženou textilní výztuží se musí zohlednit pouze poškození betonové matrice působením mrazu, obrušování nebo chemickým působením chemikálií na konstrukci.

3.1.2 Vláknobeton

Pro prvky z textilního betonu je technicky možné používat i vláknobetonové směsi. Vláknobeton pro textilní beton využívá jemnozrnných betonových směsí popsaných v kapitole 3.1.1 a krátkých vláken, jako je AR sklo, ocelová či polypropylenová vlákna atd. Přidáním vláken se stejně jako u železobetonu zlepšují mechanické vlastnosti betonové matrice a tím dojde i ke zlepšení mechanických vlastností celé konstrukce. Oproti normálnímu betonu vykazuje vláknobeton zvýšení pevnosti v tlaku a v tahu za ohybu, zvýšení duktility, zmenšení šířky trhliny atd. Na obrázku 4 je znázorněn typický graf vláknobetonu v tahu. Z grafu jasně vyplývá, že přidáním vláken do betonové směsi dochází k výraznému zlepšení mechanických vlastností.



Obrázek 4 – Pracovní diagram vláknobetonu a vysokopevnostního betonu s vlákny [5]

3.2 Textilní výztuž

Na trhu je možné koupit velké množství textilních výztuží různých tvarů a z různých materiálů. Většinou jde o prutovou výztuž s kruhovým či oválným průřezem nebo o síť či rohož, taktéž s kruhovým nebo oválným průřezem. Výztužný textilní prut nebo síť či rohož je ale výsledný produkt, který se skládá z menších elementárních prvků. Pro další pochopení textilní výztuže je nutné představit terminologii a elementární prvky kompozitní textilní výztuže.

Vlastnosti elementárních vláken nejčastěji použitých materiálů

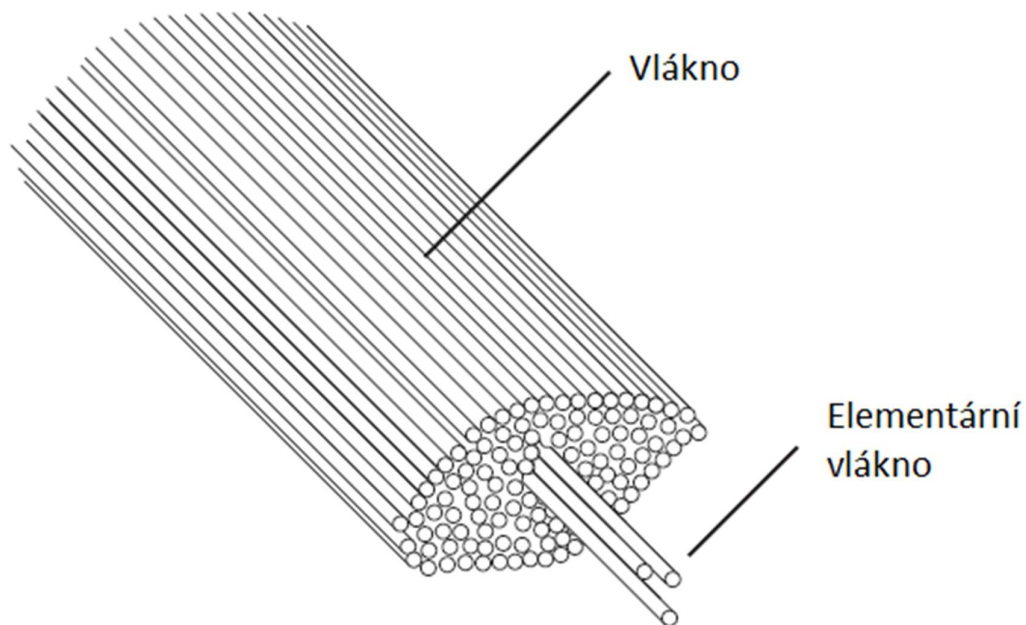
Vlákno	Průměr el. vlákna [μm]	Obj. hmotnost [g/cm^3]	Pevnost v tahu [N/mm^2]	Přetvoření [%]	E-Modul [N/mm^2]
Aramid	12	1,5	3400 až 3600	20 až 40	80000 až 186000
Čedič	5 až 25	2,6	990 až 4800	15 až 32	64000 až 89000
Sklo	9 až 24	2,5 až 2,6	3400 až 3700	33 až 48	72000 až 77000
AR Sklo	9 až 24	2,7	1300 až 2000	20 až 43	21000 až 74000
Uhlík	5 až 10	1,8	2000 až 6000	3,5 až 21	180000 až 650000
Ocel	300 až 1500	7,9	400 až 2600	2 až 10	200000

Obrázek 5 – Rozdělení textilních vláken [5]

Základním stavebním prvkem textilní výztuže je elementární textilní vlákno. Nejčastěji se používá vlákno uhlíkové, čedičové, skleněné nebo aramidové. Dále je možné využít i vlákno ocelové, keramické či jiné. Základní mechanické vlastnosti vybraných textilních elementárních vláken jsou uvedeny na obrázku 5. Průměr elementárního vlákna se u vybraných elementárních vláken pohybuje od 5 do 25 mikrometrů. Vzájemným spojením vytváří elementární textilní vlákna složitější textilní prvky. Tyto textilní prvky se skládají z velkého množství elementárních vláken – zpravidla ze stovek až tisíců – a spolu vytváří kompozitní textilní výztuž. Níže bude uvedeno názvosloví základních a složitějších prvků textilních výztuží [5]:

Elementární vlákno (filament) – základní stavební prvek všech složitějších textilních prvků vyrobený ze syntetických nebo přírodních materiálů

Jemnost vlákna (fineness) – fyzikální veličina, která popisuje objemovou hmotnost 1D prvku (vlákna) na délkovou jednotku



Obrázek 6 – Vlákno/roving 1D prvek skládající se z elementárního vlákna [5]

Tex – fyzikální jednotka, která popisuje objemovou hmotnost 1D prvku (vlákna), udává se v gramech na 1000 m, stanoví se následujícím vzorcem:

$$f = 1 \text{ tex} = \frac{1 \text{ g}}{1000 \text{ m}} \text{ [g/km]} \quad (1)$$

Plocha průřezu (garn) – fyzikální veličina popisující plochu průřezu prutu z textilní výztuže, stanoví se následujícím vzorcem:

$$A = \frac{f}{\rho} \text{ [m}^2\text{]} \quad (2)$$

Vlákno/prut pro výztužnou síť – 1D prvek (garn) – obecný název pro vlákno složené ze stovek či tisíců elementárních vláken, které jsou navzájem spojeny různými způsoby

Vlákno/prut pro výztužnou síť – 1D prvek (roving, multifilament) – název pro vlákno složené ze stovek či tisíců elementárních vláken, která k sobě probíhají navzájem paralelně a netvoří žádné vzájemné propojení



2D výztužná síť, tkanina nebo rohož – výztužný prvek skládající se z příčných a podélných vláken (rovingů), která jsou navzájem spojena

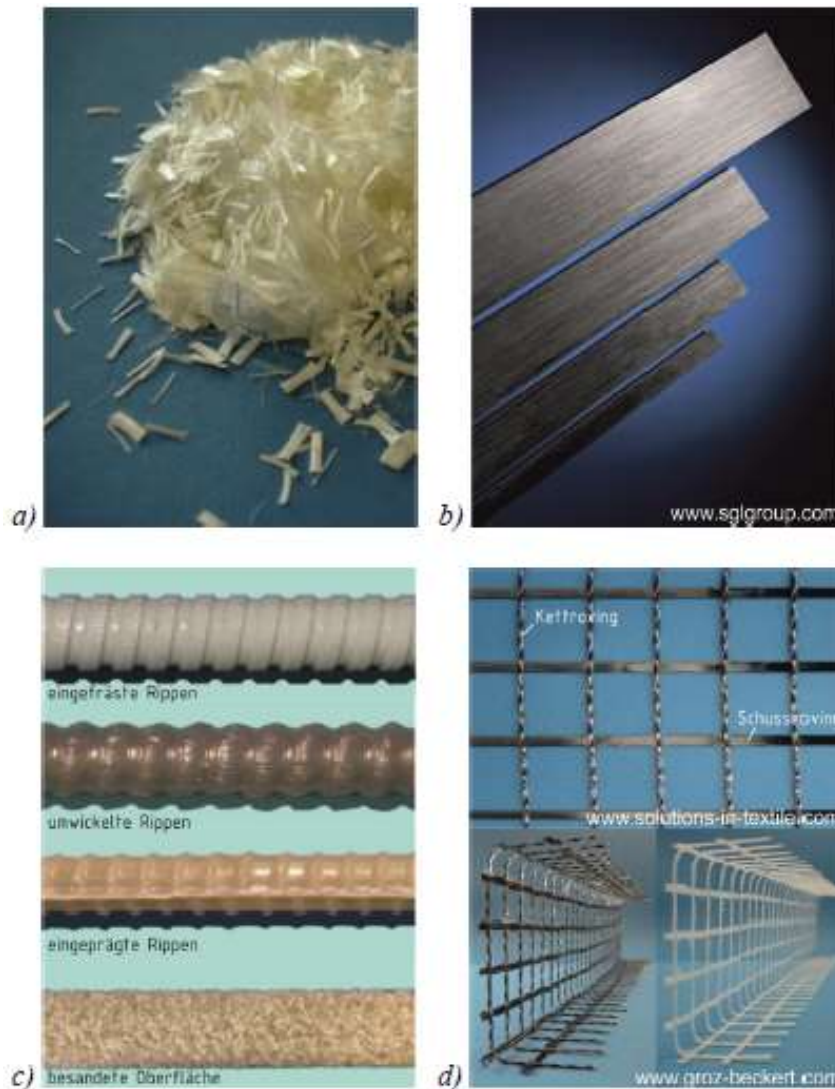
3D výztužná síť, tkanina nebo rohož – výztužný prvek skládající se minimálně ze dvou rovin příčných a podélných vláken (rovingů), která jsou propojeny dalšími vlákny kolmo a vytvářejí tak 3D síť

Z textilních vláken (garnů) dokáže textilní průmysl vytvářet další, složitější textilní síť, tkaniny, rohože nebo pouze výztužné pruty. Pro vyztužování betonových konstrukcí se nejvíc využívají 2D či 3D síť a 1D pruty z textilních vláken. V případě výztužných prutů z textilních vláken se používají pruty s podobnými průměry jako ocelová výztuž.

Prutová výztuž z textilních vláken se vyrábí metodou zvanou pultruze. Jedná se o technologii, při které se strojově spojují jednotlivá elementární vlákna do nekonečně dlouhého prutu neměnného průřezu s využitím epoxidové pryskyřice v rámci jednoho výrobního procesu. Po zhotovení prutu následují další úpravy, jako je například ovíjení, vyfrézování žeber, povrchová úprava epoxidové pryskyřice s jemnou frakcí písku atd. Účelem těchto úprav je zajistit lepší soudržnost prutu s betonovou matricí. Tento typ prutové výztuže se běžně využívá hlavně v USA při výstavbě mostních konstrukcí, inženýrských konstrukcí obecně a podobně. Výrobě prutové výztuže z textilních vláken se věnují výrobci z Evropy a USA (evropské firmy Solidian, Schoeck Combar, Prefa kompozity atd.) V rámci disertační práce nebyla tato výztuž pro experimentální část použita a nebude dále detailněji představena. Princip výroby a použití prutové výztuže z textilních vláken je v porovnání se síťovým druhem výztuže velmi podobný.

Dalším výztužným prvkem jsou 2D a 3D síť a v malé míře také výztužné tkaniny. Výztužné tkaniny nejsou pro betonové konstrukce příliš vhodné a používají se převážně při sanacích betonových konstrukcí. Textilní výztuž se většinou používá ve formě výztužné textilní sítě, která vzniká spojením vícero textilních vláken (garnů) v příčném a podélném směru. Výroba textilní sítě v podstatě není tvarově omezená. Je možné vyrobit textilní síť z výztuže o různém průměru, z různých materiálů a o různých vzdálenostech jednotlivých textilních prutů, a to jak v příčném, tak i podélném směru. Je také možné kombinovat různé materiály v jedné síti, např. AR-sklo s uhlíkem nebo aramid s uhlíkem.

Jako příklad je na obrázku 7d představena výztužná textilní síť od německých výrobců. Výztužná 2D síť tohoto typu byla použita při praktických pokusech v laboratoři a bude detailně popsána v této části disertační práce.



Obrázek 7 – Různé druhy výztuže: a) vlákna, b) uhlíkové pásy, c) pruty, d) síť [5]

Textilní síť na obrázku 7d se dříve vyráběly bez impregnace. To má za následek, že textilní síť nejsou tuhé a nedají se tvarovat do požadovaných tvarů. Proto téměř není možné s takovýmto druhem textilní výztuže vyztužovat betonové konstrukce. Tato textilní výztuž se používá hlavně sanaci betonových konstrukcí s použitím stříkaného betonu jako sekundární zesílení konstrukcí podzemních garáží, výrobních hal a podobně. Další nevýhodou textilní výztuže bez dalších výrobních úprav je, že při zabetonování a následném tahovém namáhání nedochází k rovnoměrnému rozdělení napětí po výšce prutu (rovingu). Dochází k jevu, kdy po obvodu textilního prutu jsou elementární vlákna zatížena na maximální namáhání a elementární vlákna uprostřed průřezu textilního prutu nejsou zatížena téměř vůbec. To způsobuje radikální snížení tahové únosnosti textilního prutu v porovnání s tahovou únosností elementárního vlákna. Nevyužití celého průřezu vede k absolutně neekonomickému využití materiálu.

Při zkoumání, jak eliminovat negativní vlastnosti textilní výztuže bez dalších úprav, bylo zjištěno, že řešením bude spřažení jednotlivých elementárních vláken průřezu pomocí impregnace či povlakování jednotlivých elementárních vláken.



Spřažením vznikne kompozitní materiál z textilních vláken a z matrice – např. z epoxidové pryskyřice. Pomocí impregnace či povlakování dochází k lepšímu spolupůsobení elementárních vláken v průřezu, a tím k výraznému zlepšení vlastností textilní výztuže. Díky metodě impregnování či povlakování získá textilní výztuž tuhost, která je při provádění betonových konstrukcí potřebná, a je možné ji tvarovat dle požadavků.

K impregnaci se používá především epoxid pryskyřice nebo – méně často – styrol-butadienový kaučuk. Impregnace je při výrobě textilní výztuže pro betonové konstrukce dalším nezbytným výrobním procesem. Technologii impregnace, případně povlakování, vznikne kompozitní materiál tvořený textilními vlákny a epoxidem (případně styrol-butadienovým kaučukem). Tato technologie bude představena v samostatné kapitole 3.4 Impregnace textilních vláken. V rámci uvedené kapitoly bude představen i impregnační materiál a princip výroby a tvarování textilní výztuže.

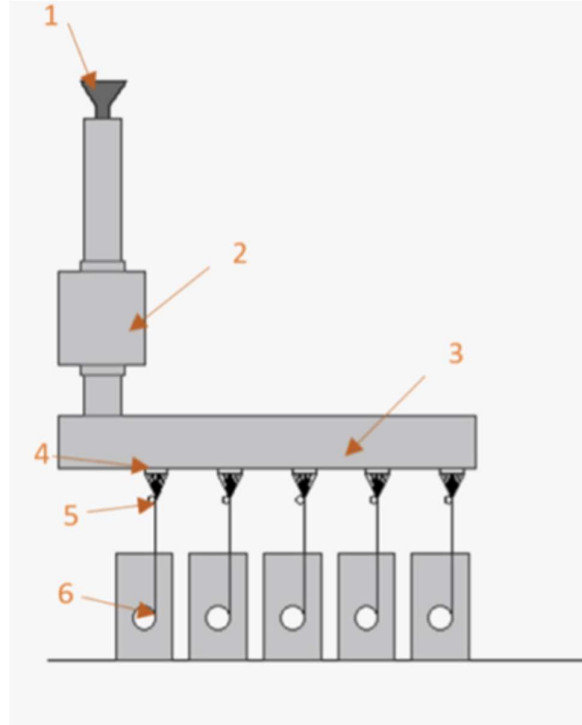
3.3 Vybraná elementární vlákna pro výrobu textilní výztuže

Pro další pochopení problematiky textilní výztuže je nutné popsat vstupní materiály elementárních vláken textilní výztuže a jejich výrobu. Různé druhy materiálů elementárních vláken budou uvedeny v následujících kapitolách. V dalších podkapitolách budou představena nejpoužívanější elementární textilní vlákna pro výrobu textilní výztuže, jejich výroba a vlastnosti.

3.3.1 Čedičové elementární vlákno

První zmínka o elementárním čedičovém vlákně a zapsání patentu jeho výroby sahá do počátků 30. let 20. století. V 60. letech 20. století dochází k intenzivnímu výzkumu tohoto vlákna v USA a v Sovětském svazu. Dnes, v 21. století, se elementární čedičové vlákno používá v mnoha odvětvích průmyslu, například ve stavebnictví či strojírenství. Jako vstupní materiál pro jeho výrobu se těží vyvěrlá čedičová hornina s obsahem hornin olivínu a nefelínu. Pro výrobu čedičového vlákna se používají takzvané kyselé čediče, které obsahují minimálně 46 % oxidu křemičitého (SiO_2). V typickém složení čedičové horniny jsou zastoupeny následující chemické prvky: 52 % oxidu křemičitého (SiO_2), 17 % saffíru (Al_2O_3), 9 % oxidu vápenatého (CaO), 5 % oxidu hořečnatého (MgO) a 17 % ostatních chemických prvků. Vytěžený a připravený kyselý čedič se nejprve nadrtí na velikost 5 až 40 mm. Poté se pomocí magnetismu očistí od nežádoucích prvků, které by mohly ovlivnit kvalitu výsledného vlákna. V další fázi výroby se nadrcený čedič ostříká vodou a nechá se oschnout. Pomocí dopravníku se pak připravený surový čedič přepraví do trychtýře tavné pece. Zde musí být teplota nad úrovní teploty tání čediče, což je v rozmezí od 1300 °C až do 1700 °C (v závislosti na přesném chemickém složení taveniny surového čediče). Během procesu zvlákňování je tavenina čediče vháněna do zvlákňovací trysky. Po průchodu zvlákňovací tryskou dojde k rychlému zchlazení a vytvoření surového čedičového vlákna. Podle požadavků na použití může být čedičové vlákno posléze upraveno například dlužením, což je proces, který na vyrobení vlákna zchlazením přímo navazuje.

Dloužení pozitivně mění mechanické vlastnosti surových čedičových vláken. Konkrétně se jím upravuje orientace molekul do paralelní polohy s podélnou osou vlákna a přilnavost molekul. To má pozitivní vliv na celkovou pevnost a snížení tažnosti vlákna. V závislosti na výrobních požadavcích vznikne elementární textilní vlákno o průměru 6 až 21 mikrometrů.



1. Trychtýř pro vstup čedičové horniny, 2. Tavná pec, 3. Přívod taveniny přes zvláčkňovací trysku, 4. a 5. Zvláčkňovací tryska, 6. Zachycení primárního vlákna,

Obrázek 8 – Schéma výroby elementárních čedičových vláken [11]

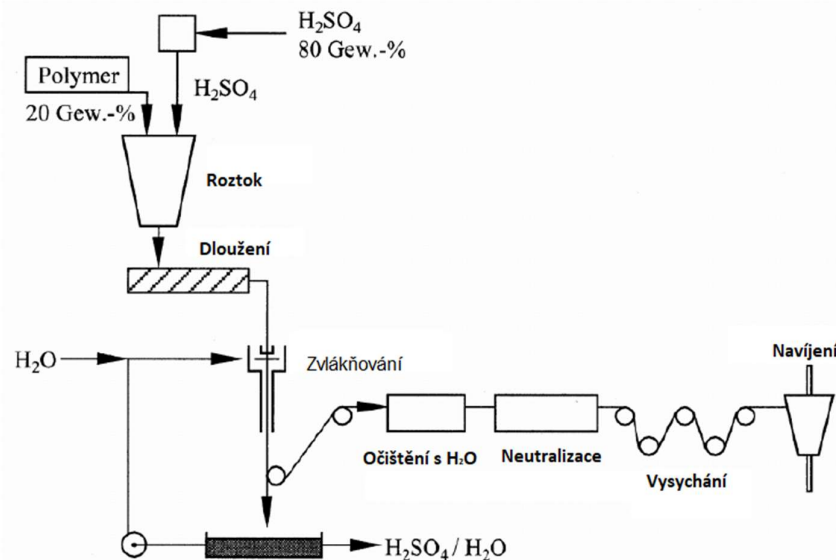
Pokud by se čistá elementární čedičová vlákna posuzovala z hlediska životního prostředí, může se tento materiál vyhodnotit jako naprosto nezávadný a pro člověka neškodný. Čedičová vlákna jsou většinou chemicky celkem stálý materiál. Bohužel dle uveřejněných výsledků z výzkumu Sonderforschungsbereich 528 nejsou z hlediska chemického složení příliš vhodná při působení alkalického prostředí betonu [12]. V důsledku toho se čedičová textilní výztuž využívá spíše v menší míře, ať už ve formě sítí, nebo prutů. Síť nebo pruty jsou vyráběny jako kompozitní materiál.

Elementární čedičové vlákno má velmi dobré vlastnosti v prostém tahu paralelně ve směru vláken. Jeho pevnost se pohybuje v rozmezí 990 až 4800 MPa v tahu při hodnotě poměrného přetvoření okolo 3,15 %. Modul pružnosti vykazuje hodnotu v rozmezí 64 až 89 GPa. Vlastnosti elementárního čedičového vlákna jsou znázorněny na obrázku 5. Stručně lze říct, že čedičové vlákno je materiál s velmi dobrými mechanickými vlastnostmi a s nízkými náklady na výrobu. Bohužel jeho slabinou, jak již bylo zmíněno, je omezená životnost v alkalickém prostředí betonu. Při případné chemické úpravě by čedičové vlákno bylo výbornou alternativou za dražší uhlíkové vlákno.

3.3.2 Aramidové vlákno

Aramidové vlákno bylo poprvé vyvinuto v 60. letech 20. století v USA pro využití v armádě a letectví. Jako textilní výztuž se využívá jenom výjimečně, a to pouze k výzkumným účelům. Aramidové kompozity jsou známy také pod jménem kevlar. Z chemického hlediska existují dva druhy aramidového vlákna – meta-aramidy a para-aramidy. Mechanické vlastnosti mají podstatně lepší para-aramidy. Výroba obou chemických látek je velmi podobná. Para-aramidy se vyrábějí technologií „dry-jet-wet“, při které se roztok polymeru p-fenylen-tereftalamidu (PPTA) a kyseliny sírové protlačuje skrze zvláknovací trysku. Po opuštění zvláknovací trysky vznikne elementární aramidové vlákno, které se následně dlouží. Po procesu dloužení přechází vlákno do koagulační lázně, dále pak k praní, k neutralizaci, k sušení a nakonec k navíjení na cívku.

Aramidové elementární vlákno má velmi dobré mechanické vlastnosti – lepší než vlákno skleněné či čedičové. U vysokopevnostních aramidových vláken je možné dosáhnout podobných hodnot modulu pružnosti jako u oceli a pevnosti v tahu až 3600 MPa paralelně ve směru vlákna. Chemicky jsou tato vlákna velmi odolná vůči kyselinám a zásadám a také dobře odolávají teplotám až 400 °C. Při vyšších teplotách začíná aramidové vlákno uhelnatět. Nevýhodou tohoto vlákna při použití v betonovém průřezu je záporný koeficient roztažnosti. Při zvýšení teploty se vlákno oproti betonovému průřezu začíná smršťovat. Při dlouhodobém působení UV záření nebo vlhkosti dochází k výraznému snížení tahové pevnosti. Zatím nebylo zjištěno, jak se bude aramidové vlákno chovat při dlouhodobém zatížení a jak to ovlivní jeho životnost. V praxi doposud nebyla použita žádná výztuž z aramidových vláken. Dokud nebudou odstraněny negativní vlastnosti těchto vláken – nízká odolnost vůči UV záření, nízká odolnost vůči vlhkosti a záporný teplotní koeficient –, nebude možné jakoukoli výztuž z aramidových vláken využít v praxi. K úpravě negativních vlastností aramidových vláken bude muset dojít chemickou cestou.

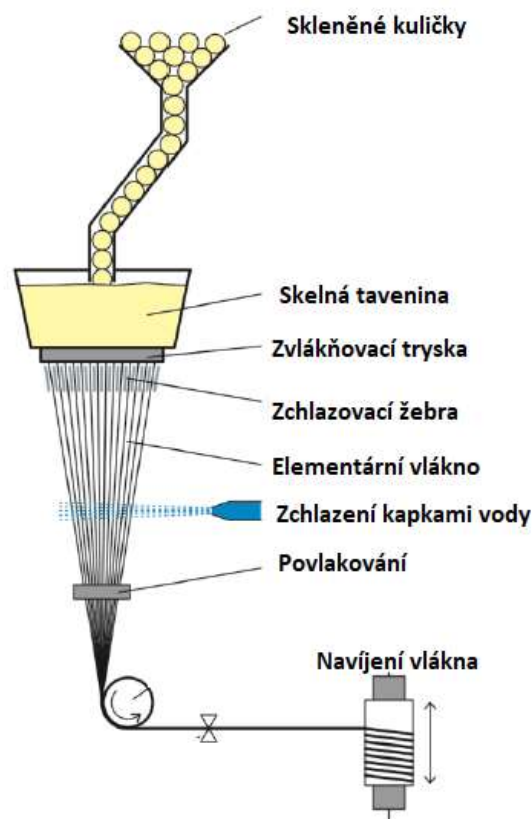


Obrázek 9 – Schéma výroby elementárních aramidových vláken [8]

3.3.3 Skleněné vlákno

Historie skla jako materiálu sahá až do starověku. Po dalším vývoji skleněných výrobků ve středověku a v období průmyslové revoluce se ve 30. letech 19. století začala vyrábět skleněná vlákna.

Sklo vzniká po zchlazení taveniny složené z několika vstupních chemických prvků. Nejčastější složení vstupního materiálu na taveninu je 55 % SiO_2 , 18 % CaO , 8 % Al_2O_3 , 4,6 % MgO a jiné prvky s podíly pod 5 %. Zastoupení jednotlivých materiálů v tavenině se mění v závislosti na požadavcích a vlastnostech výsledného skla. Textilní skleněná vlákna se nejčastěji vyrábí ze čtyř druhů skla. Jedná se o sklo E, S, C a AR. Druhy skla E, S, a C byly v minulosti zkoumány a neobstály z hlediska životnosti v alkalickém prostředí betonu. Vlivem alkalického prostředí betonu dochází po krátké době k narušení struktury vláken a k výraznému snížení a nakonec až k úplné ztrátě tahové pevnosti. Tento problém se podařilo firmě Vetrotex vyřešit přidáním oxidu zirkoničitého (ZrO_2) s 16% až 18% zastoupením v chemické struktuře. Díky této technologické úpravě se AR sklo používá nejenom jako usměrněná kompozitní výztuž, ale i jako vlákno pro vláknobetonové směsi.



Obrázek 10 – Schéma výroby elementárních skleněných vláken [18]

Skleněné vlákno je možné vyrábět mnoha technologiemi. Nejčastěji se vyrábí – stejně jako zmíněné aramidové a čedičové vlákno – procesem zvlákňování. Nejprve se roztaví skelná tavenina pro výrobu AR skla. Po dosažení dostatečné teploty se nechá skelná tavenina působením gravitace téct do zvlákňovací trysky, která je u výroby skelných vláken legovaná vrstvou z platiny a rhodia. Každá zvlákňovací tryska



má průměr 2 mm. V závislosti na počtu zvlákňovacích trysek se dá nastavovat počet elementárních vláken v garnu (vlákno o velkém počtu elementárních vláken). Hotové vlákno se vytahuje a navíjí rychlostí mezi 30 a 50 m/s. Tloušťka vlákna se řídí teplotou taveniny, průměrem zvlákňovací trysky a rychlostí navíjení hotového vlákna. Po vytažení vlákna ze zvlákňovací trysky je vlákno zchlazeno kapkami vody. Poté jsou jednotlivá elementární vlákna povlakována speciální suspenzí z polymerů a dalších speciálních chemických prvků. Přesné složení zmíněné suspenze je výrobním tajemstvím každého výrobce.

Povlakování je důležitý sekundární výrobní proces, během něhož dojde k uzavření povrchových defektů z výroby a k vylepšení mechanických i elektrotechnických vlastností surového skleněného vlákna. Po dokončení sekundárního výrobního procesu je skleněné vlákno elektricky antistatické. Dochází u něj ke snížení křehkosti a k vylepšení jeho povrchových vlastností. Díky vylepšení povrchových vlastností je vlákno vhodnější pro další textilní zpracování a hlavně má lepší vlastnosti při spolupůsobení s jinými vlákny v průřezu multifilamentu (garnu). U vnějších vláken v betonu je povlakováním vylepšena soudržnost v betonové matrici. Ta je velmi důležitým aspektem pro použití vlákna jako výztuže v betonových konstrukcích [9, 18].

Elementární skleněné vlákno má většinou průměr mezi 9 a 24 mikrometry. Pokud jde o mechanické vlastnosti, má v porovnání s betonářskou ocelí B500 až čtyřikrát větší únosnost v tahu. Pevnost v tahu dosahuje hodnoty 1300 až 2000 MPa. Negativní mechanickou vlastností je modul pružnosti, který dosahuje pouze hodnoty mezi 21 a 74 GPa. Nízká hodnota modulu pružnosti musí být zohledněna při návrhu výztuže do betonových konstrukcí. Elementární skleněné vlákno má podobný součinitel tepelné roztažnosti a při změně teploty se chová podobně jako betonová matrice. Skleněná vlákna nejsou hořlavá. V úvodu kapitoly číslo 3.2 bylo zmíněno, že pro použití v betonu bylo vyvinuto speciální AR sklo. AR sklo bylo působení alkalického prostředí betonu vystaveno jen krátkodobě a neexistuje důkaz o dlouhodobé životnosti v tomto prostředí. Dle posledního výzkumu by ale AR sklo mělo dosáhnout dlouhodobé životnosti.

Skleněné vlákno je vůbec nejpoužívanějším textilním vláknem ve stavebnictví. Má jednoznačně největší zastoupení při výrobě vláken do vláknobetonu, při výrobě prutů metodou pultruze a při výrobě 2D a 3D sítí. Výroba skleněného vlákna patří mezi nejlevnější, a to se odráží i v koncové ceně výztuže. V rámci disertační práce je výztuž ze skleněného vlákna použita v polovině všech zkušebních těles. Výztuže ze skleněných vláken použité v experimentech budou detailně představeny v praktické části disertační práce.

3.3.4 Uhlíkové vlákno

Uhlíkové vlákno poprvé vyrobil již v roce 1880 Thomas Alva Edison při pokusu vyrobit vlákno, které by bylo dostatečně odolné vůči vysokým teplotám při průchodu elektrického proudu vláknem žárovky. K výrobě prvního vlákna použil Edison bambusovou dřevinu. V 60. letech 20. století se uhlíkové vlákno vyrábělo z celulózy. Výroba z celulózy je ale velmi neúčinná, protože na vlákno se přemění pouze 25 %



celkového vstupního materiálu. V Rusku a v Bělorusku se v některých závodech tímto způsobem vlákna vyrábí i v současnosti. Moderní výroba spočívá v mnohem sofistikovanějším výrobním procesu, při kterém se využívá takzvaných prekurzorů. Nový výrobní proces byl objeven v Japonsku v 70. letech 20. století a jako prekurzor se při něm využívá polyakrylonitril (PAN). Tímto způsobem se dnes v celosvětovém měřítku vyrábí 98 % uhlíkových vláken. Uhlíková vlákna je ale možné vyrábět i z fenolaldehydových prekurzorů. Výroba uhlíkového vlákna se rozděluje na několik hlavních výrobních procesů [9]:

„1) *Příprava prekurzoru – Jedná se o přípravu výchozího vláknenného materiálu. Vlákna ze smol jsou připravována tavným zvlákňováním, PAN prekurzory se zvlákňují z roztoku. Struktura a vlastnosti uhlíkových vláken jsou ovlivněny strukturou prekurzoru. Po zvlákňování probíhá ještě dlužení vláken, aby bylo dosaženo lepší orientace makromolekul ve směru osy vlákna, což zvyšuje modul pružnosti a pevnost vláken.*

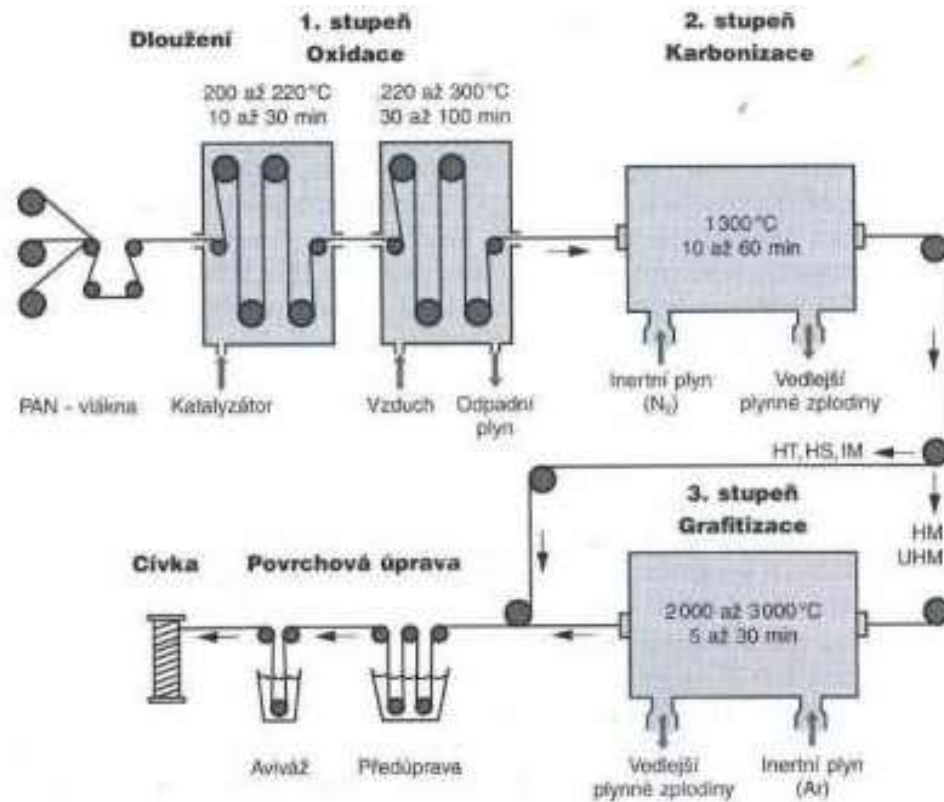
2) *Stabilizace – Jedná se o přípravu vláken před karbonizací, kdy je potřeba, aby z prekurzorových vláken vznikla teplotně stabilní zesítěná struktura. Stabilizace probíhá za přítomnosti kyslíku zahřátím v nízkých teplotách 200-450 °C po dobu 20-30 minut. Při tomto procesu dochází k přeuspořádání molekulové struktury vlákna. Ve vlákně vzniká při stabilizaci také vlastní teplo, které musí být kontrolováno, aby se předešlo jeho spálení. V praxi se většinou používá tažení vlákna (pod napětím) skrze zahříváné komory nebo prochází vlákno vyhříványými válci sypanými materiály, které odebírají z vlákna přebytečné teplo.*

3) *Karbonizace – V tomto procesu je dokončena transformace prekurzoru na uhlíková vlákna. Karbonizace probíhá v inertní atmosféře (většinou N₂ o čistotě 99,998%) při teplotách 1000 °C – 2000 °C. Při tomto procesu je většina neuhlíkových atomů ze struktury vypálena a inertní atmosféra zabrání shoření uhlíku. Výsledné vlákno obsahuje 85-95% čistého uhlíku, uspořádaného v dlouhých grafenových rovinách.*

4) *Grafitizace – Tento proces se používá pro další napřímení grafenových rovin ve struktuře uhlíkových vláken za účelem zvýšení jejich tuhosti, tzv. grafitová vlákna. Grafitizace probíhá v inertní atmosféře (Argon, čistota 99,9%) při teplotách 2400 °C – 3000 °C. Při tomto procesu dochází ke zvýšení obsahu uhlíku ve vlákně nad hodnotu 99%, ale napřímení grafenových rovin vede ke snížení pevnosti vláken (delaminace grafenových vrstev).*

5) *Povrchová úprava – Povrch uhlíkových vláken je za normálních podmínek málo reaktivní, což vede ke snížení adheze mezi vlákny a většinou používaných matric. Proto je po výrobě uhlíkových vláken nutné zlepšit jejich afinitu k matricím a také zajistit jejich ochranu před poškozením při následné manipulaci. Jako ochrana proti poškození vláken při druzení do pramene a následné manipulaci se uhlíková vlákna povrchově upravují vhodným sizingem – např. povlakem ze speciálních epoxidových pryskyřic. Pro lepší interakci vláken s matricí je možné povrch vláken např. mírně oxidovat, kdy navázání kyslíkových atomů zlepší následnou afinitu zejména k epoxidovým pryskyřicím. Oxidace se provádí např. plazmatickou úpravou*

ve vhodné atmosféře (vzduch, amoniak, nebo ozon). Vlákna mohou být také ponořena do chlornanu sodného nebo kyseliny dusičné.“



Obrázek 11 – Schéma výroby elementárních uhlíkových vláken [9]

Malou úpravou v představeném výrobním procesu se získá jedno z pěti nejčastěji vyráběných vláken [9]:

- ⇒ „Vysoko pevnostní uhlíková vlákna označována „HS“ = High strength, která jsou vyráběna při teplotách 1000 °C – 2000 °C z PAN prekurzorů.
- ⇒ Vysoko modulová grafitová vlákna označována jako „HM“= High modulus. Tato vlákna jsou dražší než vysoko pevnostní vlákna a vznikají právě grafitizací při teplotách 2400 °C – 3000 °C. Výsledná vlákna mají menší tahovou pevnost než HS, ale výrazně vyšší modul pružnosti.
- ⇒ Vysoce pevná vlákna se středním modulem pružnosti (IM – “Intermediate Modulus).
- ⇒ Vlákna s velmi vysokým modulem pružnosti (VHM “Very High Modulus”, UHM “Ultra High Modulus”) ze smol grafitizovaná při teplotách kolem 3000 °C. Tato vlákna jsou nejdražší a téměř výhradně se používají pro kompozitní díly v leteckém průmyslu.
- ⇒ Diskontinuální vlákna porušená tahem (SBCF, “Stretch-Broken Carbon Fiber”), mletá uhlíková vlákna, recyklovaná uhlíková vlákna [11]“



Vyrobené uhlíkové vlákno má zpravidla průměr od 5 do 10 mikrometrů. Z hlediska mechanických vlastností jde o jedno z nejlepších vláken, jaká se momentálně vyrábějí. Uhlíková vlákna mají vysoké pevnosti v tahu od 2000 až do 6000 MPa paralelně ke směru vláken. Modul pružnosti uhlíkového vlákna vykazuje podobné hodnoty jako ocelová výztuž. Při úpravě výrobního procesu může modul pružnosti dosahovat ještě vyšších hodnot než modul pružnosti ocelové výztuže, a to až do hodnot k 800 GPa. Vysoké hodnoty modulu pružnosti ale jdou ruku v ruce s vysokými náklady na výrobu a z tohoto důvodu postačují hodnoty podobné ocelové výztuži. Možná změna modulu pružnosti by mohla být výhodou u projektování konstrukcí z textilního betonu, kdy by bylo možné na míru konstrukce upravovat nejenom betonovou směs, ale dokonce i pevnost v tahu včetně modulu pružnosti výztuže. Uhlíkové vlákno má výborný poměr hmotnosti k hodnotě pevnosti v tahu. Jeho využití tedy pro betonovou konstrukci – na rozdíl od využití ocelové výztuže – neznamena dodatečné zatížení. Zatím je jen velmi málo výsledků, které by potvrzovaly dobré vlastnosti uhlíkového vlákna při cyklickém zatížení. Vlastnosti textilní výztuže z uhlíkových vláken při dlouhodobém zatížení dosud nejsou známé [16].

Z chemického hlediska je uhlíkové vlákno vysoce odolný materiál, který dlouhodobě vydrží působení vnějšího prostředí beze změny vnitřní struktury a případně snížení modulu pružnosti či tahové pevnosti. Jde také o nehořlavý materiál. Při zatížení vysokou teplotou je uhlíkové vlákno v inertní atmosféře stabilní až do teploty 2000 °C. Bez inertní ochrany dochází již při teplotě 200 °C k reakci se vzdušným kyslíkem a ke ztrátě hmoty, a tím ke snížení pevnosti a modulu pružnosti. Od teploty 400 °C bez inertní ochrany ztrácí uhlíkové vlákno svoji hmotnost. V rámci disertační práce je výztuž z uhlíkového vláken použita v polovině všech zkušebních těles. Výztuže z uhlíkových vláken, které byly použity pro zkušební tělesa, budou detailně představeny v experimentální části této disertační práce.

3.4 Impregnace textilních vláken

Impregnace textilních vláken slouží ke zlepšení vlastností výztužných prutů z elementárních textilních vláken. Jako impregnační materiál se používá většinou epoxid nebo styrol-butadien. Protože je impregnace textilních vláken velice důležitá, bude podrobně představena v následujících odstavcích.

3.4.1 Impregnační materiál

V předchozích kapitolách byla představena nejdůležitější elementární vlákna, která jsou pro výrobu textilní výztuže důležitá. Pouhá výroba textilního multivlákna (multifilament) bez dalších úprav jako výztuže do betonu by ale nebyla efektivní a ekonomická. Je důležité si uvědomit, že multivlákna musí být v sekundárním výrobním procesu upravena, aby textilní výztuž dávala smysl. O textilní výztuži bez sekundární úpravy platí následující:

- Nedochozí u ní k rovnoměrnému přenesení tahového napětí mezi vnějšími vlákny a vnitřními vlákny v průřezu.



- Není tuhá a během betonáže pod tíhou betonové směsi nedrží požadovaný tvar.
- Z důvodu nerozdělení napětí v tahu na všechna elementární vlákna v průřezu je rozhodující maximální pevnost vnějších elementárních vláken, která jsou v přímém kontaktu v betonové matici. Tím jsou pro kolaps celkového průřezu rozhodující pouze vnější elementární vlákna.
- Není možné ji libovolně tvarovat.
- Její využití je velmi neekonomické.

Výše zmíněné negativní vlastnosti se odstraní sekundární úpravou textilní výztuže impregnací či povlakováním. Tím vznikne nový kompozitní materiál tvořený textilními vlákny a maticí. Jako impregnační materiál/matice se používají průmyslově vyráběné materiály, konkrétně epoxidy a styrol-butadieny. Matrice musí mít dvě důležité mechanické vlastnosti – dobrou adhezi k elementárním vláknům a také dobrou mezní tažnost. Bez těchto předpokladů je matrice nefunkční. V dalších odstavcích budou tyto dva materiály detailně popsány.

Epoxid neboli epoxidová pryskyřice je chemický reaktoplast. Epoxidových pryskyřic je nepřeberné množství. Jejich základem je cyklický ether se třemi atomy v kruhu. Tento chemický prvek je znám od 30. let 20. století a k jeho velkému rozšíření došlo po druhé světové válce díky zlepšení technologie výroby. Dnes se epoxid používá v elektrotechnice, v letectví, ve stavebnictví, k výrobě sportovních pomůcek, aut a lodí a v dalších odvětvích. Ve stavebnictví se používá převážně k provádění izolací jako pečetící vrstva například na mostních konstrukcích. Velmi zjednodušeně řečeno, epoxidy se nejběžněji vyrábějí alkalickou kondenzací epichlorhydrinu s 2,2 (4-hydroxyfenyl) propanem. Celá výroba představuje velmi složitý chemický proces. K vytvrzení epoxidu se poté využívá hlavně polyadice na epoxidových skupinách. Polymeračním činidlem je sloučenina s volnými vodíkovými atomy [9].

A z jakého důvodu se epoxidy v průmyslu používají? Je to univerzální materiál s velmi dobrými vlastnostmi. Epoxidy jsou chemicky velmi stálé, a to i v alkalickém prostředí betonu. Během vytvrzování vykazuje epoxid nízké hodnoty smrštění. Vytvrzování probíhá rychle při teplotách od 5 °C do 150 °C v závislosti na volbě vytvrzovacího prostředku. Při zvolení vhodného katalyzátoru chemické reakce se reakce vytvrzování aktivuje rovněž UV zářením. Po vytvrzení má epoxid výborné mechanické vlastnosti, a to [9]:

- vysokou pevnost v ohybu, v tahu a v tlaku,
- vynikající elektroizolační vlastnosti,
- odolnost vůči únavě,
- odolnost proti působení vnějšího prostředí a korozi,

- schopnost odolnosti v širokém rozsahu teplot,
- velmi dobrou adhezi k široké škále materiálů,
- odolnost až do teploty 180 °C.

Díky uvedeným vlastnostem se epoxid hodí jako matrice pro kompozitní materiál s textilními vlákny.

Tabulka vybraných vlastností epoxidu a styrolbutadienu

	Jednotka	Epoxid	Styrol-Butadien
Objemová hmotnost	[g/cm ³]	1,90	1,05
Pevnost v tahu	[N/mm ²]	4 - 176	26 - 38
Poměrné přetvoření	[‰]	18 - 130	250 - 600
Modul pružnosti	[N/mm ²]	2600 - 3700	1800 - 2500
Teplota pro změnu struktury	[°C]	70 - 300	k. A.
Teploty beze změny chemické struktury			
- Max. krátkodobé	[°C]	180	60 - 80
- Max. dlouhodobé	[°C]	130	50 - 70
- Min. dlouhodobé	[°C]	-50	-20

Obrázek 12 – Vlastnosti epoxidu a SBR [3]

Druhou nejpoužívanější maticí textilního kompozitu je SBR = styrol-butadienový kaučuk. SBR byl poprvé vyroben ve 20. letech 20. století v Německu. Jeho rozvoj urychlil během druhé světové války nedostatek přírodního kaučuku na výrobu pneumatik. Dnes se SBR používá při průmyslové výrobě téměř každé pneumatiky. Vykazuje totiž dobré mechanické vlastnosti, jako je:

- vysoká pevnost v tahu,
- odolnost proti oděru,
- vysoká odolnost proti rázům,
- schopnost absorbovat mechanickou energii,
- odolnost až do teploty 80 °C,
- odolnost vůči únavě.
- velmi dobrou adhezi k široké škále materiálů.

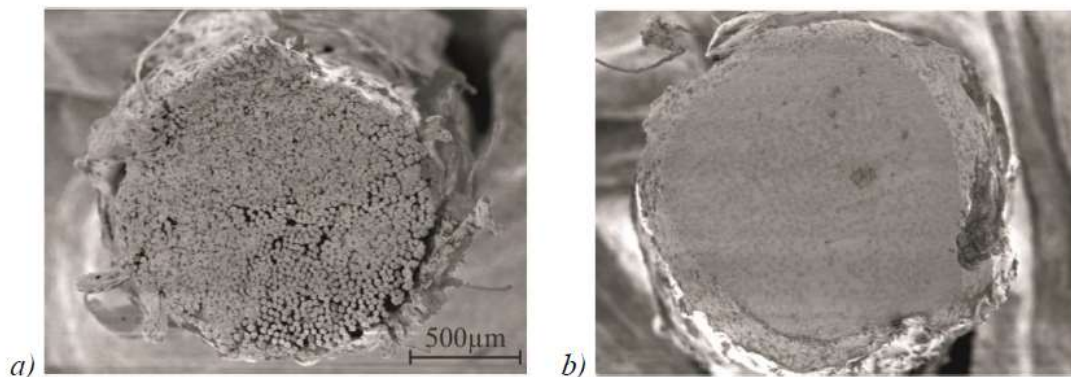
SBR se jako matrice pro textilní výztuž používá v menší míře. Pro získání nejlepších vlastností textilní výztuže jako kompozitu (textilní vlákna s matricí) je nejlepší použít epoxid. Na obrázku 12 jsou shrnuty ty nejdůležitější vlastnosti obou chemických prvků.

3.4.2 Výroba kompozitní textilní výztuže a její tvarování

Na rozdíl od technologie pultruze uvedené v kapitole 3.2 je výroba multivlákn (multifilamentu) pro výztužné 2D nebo 3D sítě rozdělena do dvou na sobě nezávislých výrobních procesů. Dělí se na primární a sekundární výrobní proces.

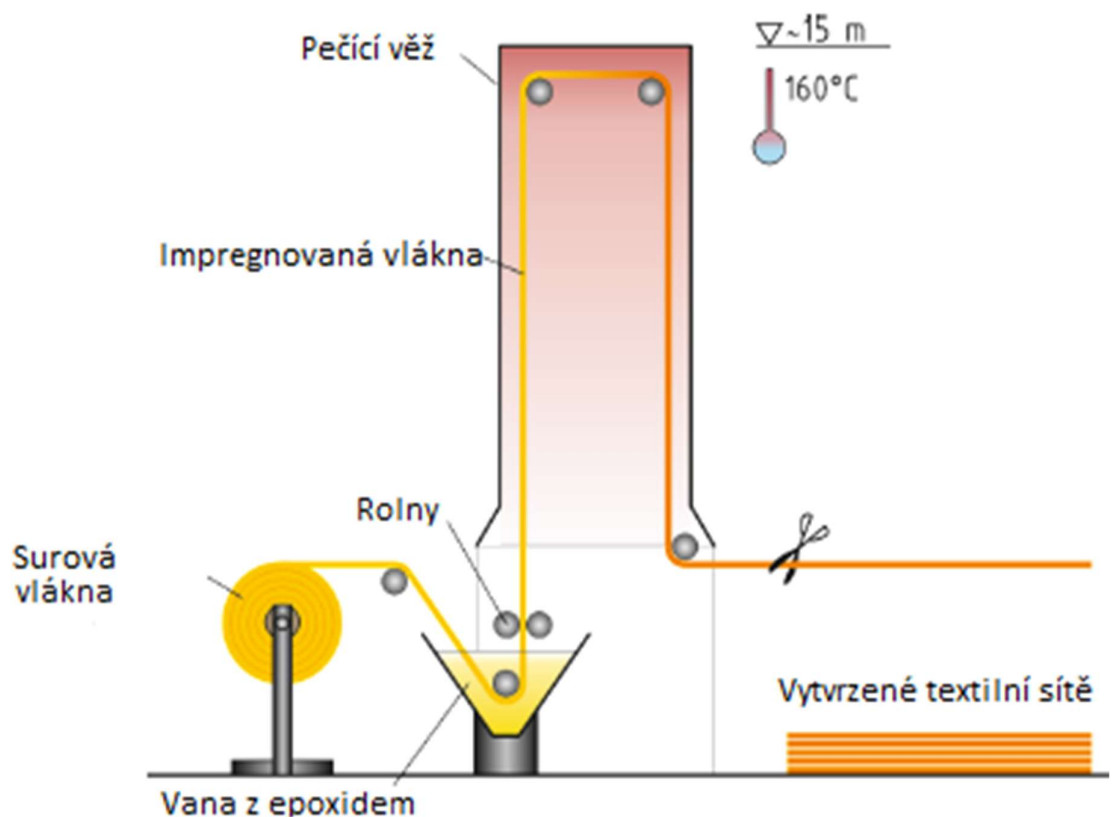
Během primárního výrobního procesu jsou vyrobena multivlákn s požadovaným počtem elementárních vláken. Následně se jednotlivé pruty pospojují v osové vzdálenosti dle požadavků na konkrétní výztužnou síť. V sekundárním výrobním procesu dochází k impregnaci textilního multivlákn 2D nebo 3D sítě. Textilní 2D nebo 3D sítě prochází během procesu impregnování přes první rolny umístěné před lázní z polymeru. Po překonání prvních roln pokračuje textilní výztuž do lázně z polymeru, například epoxidu. Výztuž napuštěná polymerem prochází dalším systémem roln, aby polymer dostatečně pronikl i do středu průřezu textilní výztuže. Rolny musí mít správné nastavení, aby se na textilní prut vyvinul správný tlak. To znamená, že v průřezu musí zůstat ideální množství materiálu pro impregnaci a přebytečný materiál jednoduše odkape do zachycovací vany.

Na základě výzkumu bylo potvrzeno, že popsany postup impregnace je funkční, a dokonce že vnitřní elementární vlákna v průřezu jsou téměř ideálně impregnována [17]. Konkrétně byly zkoumány matrice pro impregnaci styrol-butadienovou pryskyřicí a epoxidy. Výsledky účinnosti proniknutí impregnace byly ověřeny elektronickým mikroskopem a jsou znázorněny na obrázku 13. Tento princip výroby byl následně ověřen i průmyslově. Výsledky průmyslové impregnace se potvrdily laboratorními výsledky. Při průmyslovém pokusu bylo tímto procesem připraveno na 400 m² textilních sítí.

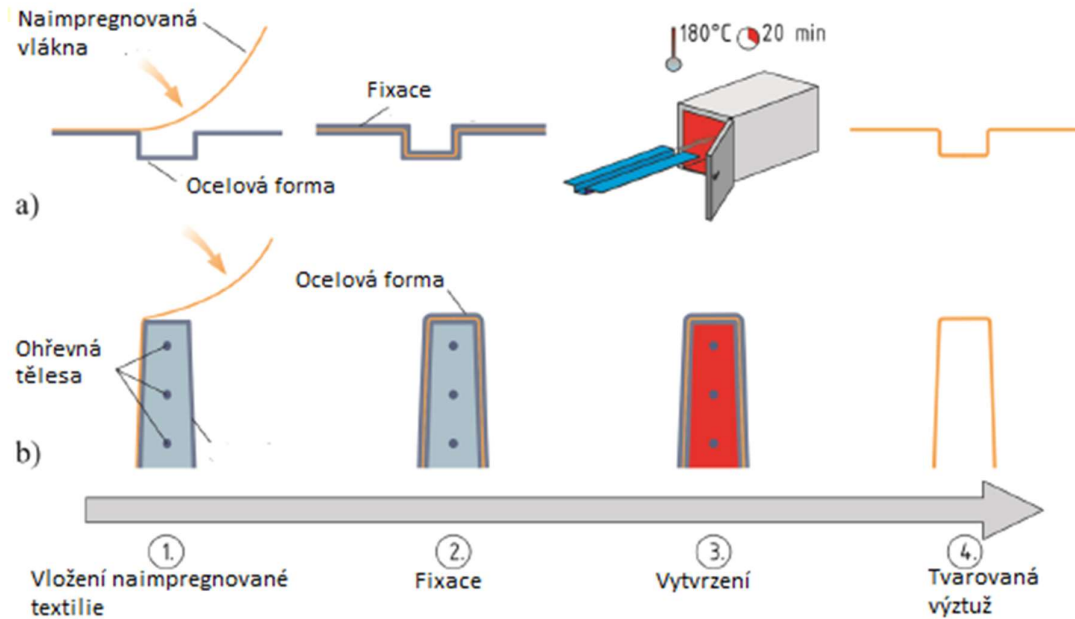


Obrázek 13 – Průřez multivlákn pod mikroskopem: a) bez impregnace, b) s impregnací [18]

Po nanesení impregnace ale není proces výroby ukončen. Aby textilní výztuž dosáhla optimální pevnosti, musí ještě dojít k vytvrzení matrice kompozitu. Vytvrzení závisí vždy na teplotě potřebné k nastartování reakce tvrdnutí matrice. Ve větší míře se používají matrice, které tvrdnou při vyšších teplotách, tak aby nedošlo k nastartování reakce vytvrzení při normálních teplotách. Proto se naimpregnovaná textilní výztuž nechá přes rolly zavést do pečící věže nebo pece s vysokou teplotou. Hotová textilní výztuž se pak nechá vychladnout a vytvrdnout. Poté je připravená k použití. Popsaný vytvrzovací proces platí pouze pro přímou textilní výztuž (bez tvarových nároků). V případě požadavků na tvarování výztuže se musí výrobní proces modifikovat. První fáze je stejná jako u přímé textilní výztuže. Nejdříve je nanášena impregnace na textilní síť. Následně je naimpregnovaná výztuž vložena do uzavíratelné ocelové formy, která je vyhřívána tepelným zdrojem. Po uzavření ocelové formy se tepelný zdroj zapne a zvýšením teploty ve formě se aktivuje vytvrzení impregnace. Poté se forma otevře a textilní vytvarovaná výztuž se umístí do pece, kde se dopéká po dobu stanovenou podle použité impregnace. Po aktivování impregnace se nechá vytvarovaná textilní výztuž vytvrdnout při normální teplotě. Po vytvrnutí je výztuž připravená k použití.



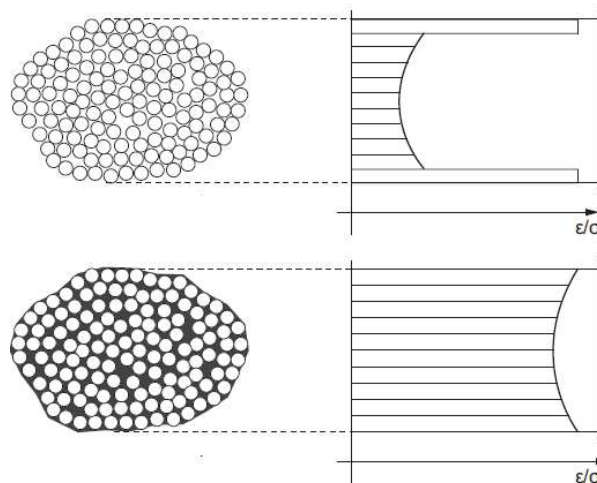
Obrázek 14 – Princip výroby tvarované textilní výztuže s využitím technologie impregnace [18]



Obrázek 15 – Princip výroby textilní výztuže s využitím technologie impregnace [18]

3.4.3 Vliv impregnace na kompozitní textilní výztuž

Protože už byla představena elementární textilní vlákna a matrice textilní kompozitní výztuže, je možné přistoupit k popisu vlastností kompozitu a spolupůsobení jednotlivých materiálů v kompozitní textilní výztuži. Bylo zmíněno, že textilní výztuž jako taková (bez sekundární úpravy) nevyužije celkovou tahovou pevnost všech elementárních vláken v průřezu, a proto je velmi neekonomická. Řešením je sekundární úprava úplnou nebo částečnou impregnací. Princip impregnace je detailně popsán v předchozí kapitole.



Obrázek 16 – Rozdělení tahového napětí po průřezu bez impregnace a s impregnací kompozitní textilní výztuže



Částečná impregnace je horším typem sekundární úpravy impregnací. Nejvíce se používá impregnace úplná. Úplná impregnace zajistí co možná nejlepší spolupůsobení elementárních textilních vláken v průřezu. To znamená, že při zatížení textilního prutu v tahu budou všechna elementární vlákna v průřezu zatížena stejnou silou. Potom se jedná o ideální případ. Reálně bude rozdělení síly na jednotlivá elementární vlákna nerovnoměrné, a to v závislosti na pozici vlákna v průřezu prutu, jak je uvedeno na obrázku 16.

Čím blíže je elementární vlákno k betonové matici, tím větší tahovou sílu přenáší. I přes úpravu textilní výztuže impregnací je vždy rozdíl mezi maximálním napětím elementárního vlákna a celého průřezu multivlákna. Multivlákno má nižší pevnost v tahu a modul pružnosti. Na tento jev je důležité pamatovat a při návrhu výztuže vždy vzít v úvahu hodnoty maximálního napětí kompozitní výztuže, a ne elementárního vlákna. Tyto hodnoty jsou shrnuty v tabulce 1.

Fyzikální veličina	Jednotka	AR skleněná vlákna	Uhlíková vlákna
Objemová tíha	g/cm ³	2,8	1,7–1,8
Ø el. vlákna	µm	9–24	5–10
Modul pružnosti el. vlákna	GPa	70–80	200–240
Napětí v tahu el. vlákna	MPa	2000–2500	3900–8000
Poměrné přetvoření v tahu el. vlákna	%	0,25–0,35	0,1–0,19
Součinitel teplotní roztažnosti vlákna	10 ⁻⁵ /K	5	-3,5
Napětí v tahu rovingu	MPa	1000–1400	3500
Poměrné přetvoření v tahu rovingu	%	0,15–0,20	0,08–0,12

Tabulka 1 – Rozdělení tahového napětí po průřezu bez impregnace a s impregnací kompozitní textilní výztuže

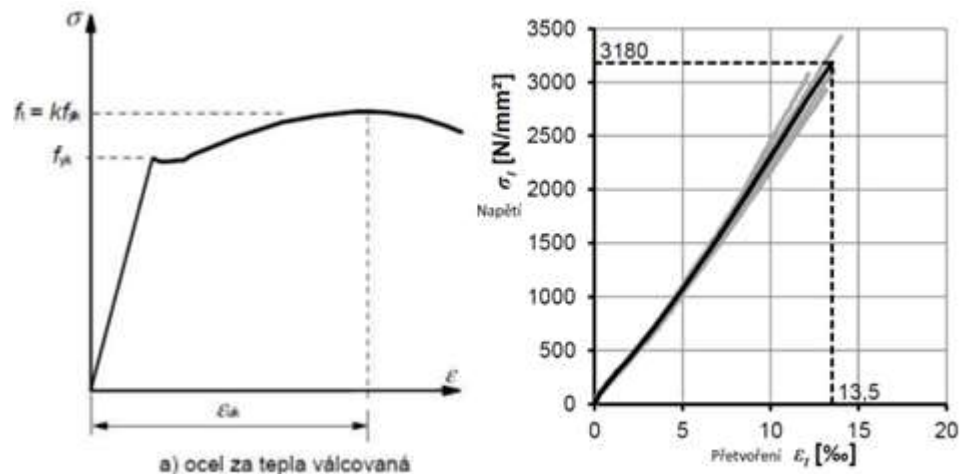
Impregnace má dobrý vliv nejen na mechanické vlastnosti kompozitní textilní výztuže, ale obecně i na ochranu elementárních textilních vláken. Uzavřením struktury textilního multivlákna výrazně chrání před působením alkalického prostředí betonu a při porušení betonového průřezu i před působením vnějšího prostředí. To platí hlavně u výztuže z AR skleněných vláken. Autor prof. M. Curbach uvádí, že impregnace výrazně prodlužuje životnost AR skleněných vláken v alkalickém prostředí [2]. Uzavřením struktury zabraňuje impregnace průniku vody během betonáže do jádra multivlákna.

3.4.4 Odezva textilní kompozitní výztuže při zatížení v tahu

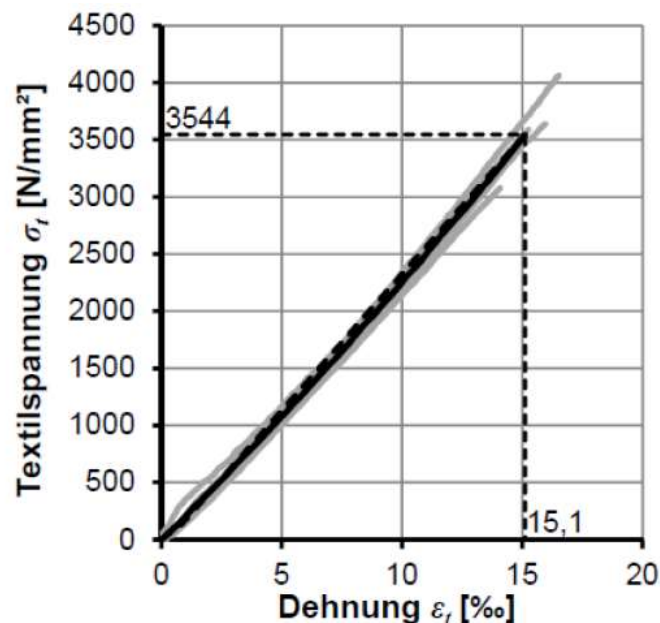
Přestože výrobní proces textilní kompozitní výztuže je celkem složitý, její výroba má svoje opodstatnění. Jde o typ výztuže, který nepodléhá působení vnějšího prostředí a alkalickému prostředí betonu. To znamená, že má mnohem delší životnost než výztuž ocelová, a tím má delší životnost i celá konstrukce. Nejdůležitější vlastnosti pro návrh jakékoli stavební konstrukce jsou ty mechanické. To platí i pro textilní kompozitní výztuž, která má v porovnání s tou ocelovou obecně několikanásobné pevnosti

v osovém tahu. Vysoké pevnosti textilní výztuže umožňují snížit spotřebu materiálu. Tahová pevnost dosahuje u uhlíkové textilní výztuže až 3800 MPa. To je skoro osmkrát vyšší hodnota než u betonářské oceli!

Dalším rozdílem mezi ocelovou výztuží a textilní kompozitní výztuží je jiný pracovní diagram při zatížení v osovém tahu. Zatímco ocelová výztuž má pracovní diagram pružnoplastický či pružnoplastický se zpevněním, textilní kompozitní výztuž má pracovní diagram lineární pružně-plastický. Průběhy napětí pracovních diagramů jsou znázorněny na obrázku 17.



Obrázek 17 – Porovnání pracovního diagramu oceli [47] a výztuže z uhlíkových vláken s impregnací [18]



Obrázek 18 – Typický pracovní diagram textilní výztuže v tahu, lineární průběh [18]

Při porovnání dalších mechanických vlastností je důležité si uvědomit, že textilní kompozitní výztuž je na rozdíl od izotropní oceli ortotropní materiál. To znamená, že výborné mechanické vlastnosti v osovém tahu nemá textilní kompozitní výztuž



i v jiných směrech. V závislosti na použité matici a použitých textilních vláknech jsou pevnosti textilní výztuže při neosovém zatížení ve směru k vláknům až od dva řády nižší. To platí o namáhání v příčném tahu, příčném tlaku a smyku kolmo k podélným elementárním vláknům. Vzhledem k zatížení tlakem nepřenese textilní kompozitní výztuž žádné zatížení v osovém tlaku. Při návrhu konstrukcí z textilního betonu nemá smysl pevnost v osovém tlaku textilní kompozitní výztuže zohledňovat. Naproti tomu ocelová výztuž má krystalickou mřížku, která zajišťuje stejnou pevnost v tlaku i v tahu nezávisle na směru působení. Nicméně textilní kompozitní výztuž je určena k vyztužování betonových konstrukcí a její zmíněné negativní vlastnosti nepředstavují pro betonové konstrukce obecně žádný problém. Konstrukce z textilního betonu využívá pevnosti betonu v tlaku a pevnosti textilní kompozitní výztuže v tahu. V některých speciálních případech se ale musí ortotropie textilní výztuže při návrhu konstrukce z textilního betonu jednoznačně zohlednit.

3.5 Značení textilní výztuže

Aby bylo možné přesně určit typ výztuže z textilních vláken, je důležité zavést její obecné značení.

Textilní výztuž se specifikuje podle [5]:

- a) materiálu vlákna,
- b) vzdálenosti jednotlivých vláken v podélném a příčném směru výztužné sítě,
- c) jemnosti vlákna,
- d) vzájemné orientace prutů k podélným a příčným prutům v síti (0° ; $22,5^\circ$; 45° ; $67,5^\circ$),
- e) tvaru průřezu multivlákna (eliptický, plochý, kruhový),
- f) úpravy průřezu vlákna (impregnované, nebo bez impregnace).

Z důvodu velkého množství materiálů, průměrů a typů textilní výztuže byla některými výrobci zavedena specifikace textilní výztuže pomocí jednoduchého značení:

YBB-000A-00-00

kde Y – materiál vláken (S – skleněná vlákna, K – karbon)

BB – materiál, kterým byla vlákna impregnována (EP – epoxid, SB – styrol-butadien)

000 – průřezová plocha textilie na běžný metr

A – uspořádání vláken (S – symetrická struktura, O – obdélníková struktura). Pokud je struktura symetrická, stačí jedna hodnota vzdálenosti vláken.

00 – vzdálenost mezi jednotlivými vlákny v příčném a podélném směru

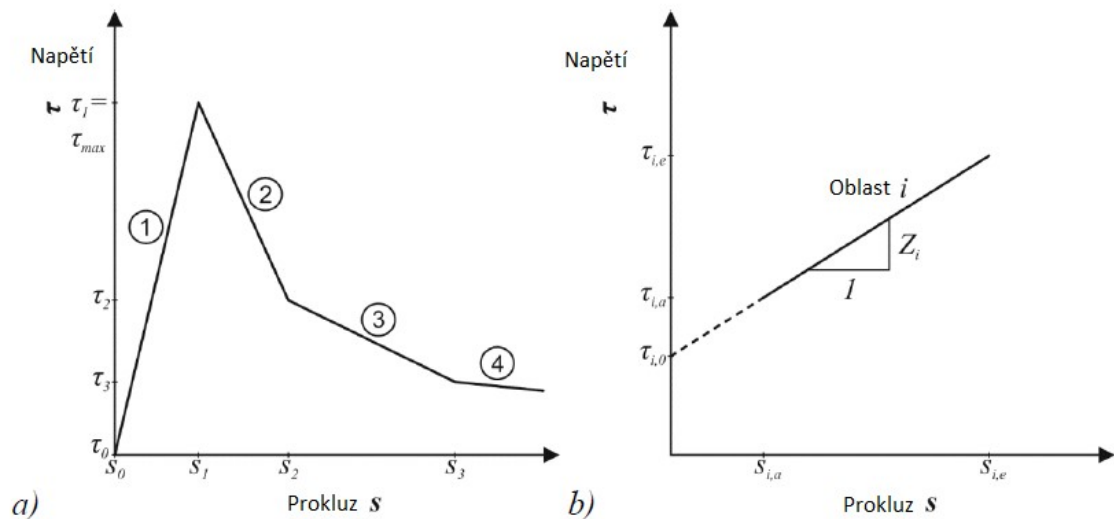
Příklad: **KEP-140S-25**, karbonová vlákna impregnovaná epoxidem se symetrickou strukturou, se vzájemnou vzdáleností textilních multivláken 25 mm a s průřezovou plochou 140 mm²/m.

3.6 Přetvárné vlastnosti textilního betonu

Přetvárné vlastnosti jakéhokoli materiálu jsou důležité pro chování stavební konstrukce. To platí i u textilního betonu. V kapitole 3.6 budou popsány nejdůležitější přetvárné vlastnosti textilního betonu.

3.6.1 Spolupůsobení textilní kompozitní výztuže a betonové matrice

Aby se o textilním betonu dalo mluvit jako o kompozitu, je nutné splnit základní podmínku, a to spolupůsobení textilní výztuže s betonovou matricí. To je rovněž hlavní předpoklad pro vytvoření dalších inženýrských modelů a pro odezvu materiálu při různém zatěžování prvku z textilního betonu.



Obrázek 19 – a) průběh napětí v soudržnosti podle Richtera, b) obecné vyjádření průběhu napětí v soudržnosti v libovolné oblasti grafu [18]

Na rozdíl od ocelové výztuže, která má žebra pro lepší soudržnost s betonovou matricí, má impregnovaná textilní výztuž většinou hladký povrch. Z toho vyplývá, že spolupůsobení mezi impregnovanou textilní výztuží a betonovou matricí bude mít jiné mechanické chování než s ocelovou žebříkovou výztuží. Při přenesení tahových sil z betonové matrice na textilní výztuž musí být zohledněna nehomogenita textilního multivlákná jako takového, která ovlivňuje přenesení tahových sil v rámci průřezu multivlákná. V předchozích kapitolách bylo zmíněno, že pokud během výroby textilní výztuže dojde k sekundární úpravě impregnováním, dosáhne se lepšího přenosu tahové síly mezi jednotlivými vlákny v prutu (multivlákně). Spolupůsobení výztuž / betonová matrice a elementární vlákno / elementární vlákno v průřezu multivlákná je zcela zásadní předpoklad pro získání funkčního a ekonomického konstrukčního materiálu.



Pro návrh konstrukcí z textilního betonu (kotvení výztuže, stykování výztuže) je důležité stanovit napětí v soudržnosti. Pro vyčíslení napětí v soudržnosti textilní výztuže a betonové matrice musí být provedeny zkoušky „pull out“ (zkouška vytržením výztuže z betonové matrice). Na základě zkoušek „pull out“ textilního betonu byl odvozen grafický obecný model napětí v soudržnosti textilního prutu a betonové matrice. Tento model sestavili E. Lorenz a R. Ortlepp. Jejich model je doplněním modelu od M. Richtera. Aby bylo možné detailně vysvětlit model spolupůsobení textilní výztuže s impregnací a betonové matrice, je nejprve důležité představit elementární model od pana Richtera.

Model od M. Richtera vychází z výsledků reálných zkoušek textilní výztuže bez impregnace. Z výsledků zkoušek vyplývá, že průběh napětí v soudržnosti v závislosti na prokluzu se chová vždy lineárně a rozděluje se do čtyř oblastí grafu. V oblasti grafu číslo 1 dochází k ideálně tuhému spolupůsobení textilní výztuže betonové matrice. Po překonání maximálního napětí v soudržnosti dochází k porušení ideálně tuhého spojení mezi textilní výztuží a betonovou maticí. Tím se začne lineárně snižovat hodnota napětí v soudržnosti v oblasti grafu číslo 2 a 3. V oblasti grafu číslo 2 a 3 logicky dochází k nárůstu dráhy prokluzu. Lineární klesání hodnoty napětí v soudržnosti v oblasti grafu 2 a 3 se liší směrnicí. V oblasti grafu číslo 4 je hodnota napětí konstantní nebo klesající při nárůstu prokluzu. Za pomoci sestaveného grafu napětí v soudržnosti v závislosti na prokluzu se odvodí obecné vyčíslení pro každou oblast grafu, kdy musí být samozřejmě zohledněno lineární stoupání nebo klesání průběhu napětí v soudržnosti. Pro zjednodušení obecného číselného vyjádření v libovolné oblasti grafu je využito grafického vyjádření dle obrázku 19. Libovolná oblast je označena malým písmenem i . Tato oblast je definována počátečním bodem $(S_{i,a}; \tau_{i,a})$ a koncovým bodem $(S_{i,e}; \tau_{i,e})$. Písmeno Z představuje stoupání lineárního průběhu grafu. Dále je vyjádřen bod průniku s osou y $(0; \tau_{i,a})$. Za těchto předpokladů se dá vyjádřit obecná rovnice [18]:

$$\tau_i(s) = Z_i * s + \tau_{i,0} \quad (3)$$

Protože maximální síla v soudržnosti prutu v betonové matici nemůže být jednoduše stanovena na základě kontaktní plochy prutu s betonovou maticí (= obvod prutu násobený jeho délkou ukotvení v betonové matici), musí být dle Rehma zohledněny i okrajové podmínky, jako je modul pružnosti betonu E_c , plocha betonové matrice průřezu A_c , modul pružnosti výztuže E_f , plocha výztuže A_f a průměr prutu d_f . Tyto okrajové podmínky platí pro soudržnost i u železobetonu. Při zohlednění těchto okrajových podmínek sestavil Rehm diferenciální rovnici:

$$\frac{d^2s(x)}{dx^2} = \pi * d_f * \left[\frac{1}{A_f * E_f} + \frac{1}{A_c * E_c} \right] * \tau(s) \quad (4)$$



kde E_f – modul pružnosti výztuže

A_f – plocha výztuže

d_f – průměr prutu výztuže

E_c – modul pružnosti betonové matrice

A_c – plocha betonové matrice

$s(x)$ – napětí v soudržnosti v závislosti na délce ukotvení prutu v betonové matrici

Na základě obecné rovnice Richtera modelu a modelu Rehma je možné zavést diferenciální rovnici s využitím náhradní tuhosti EA v závislosti na přetvoření.

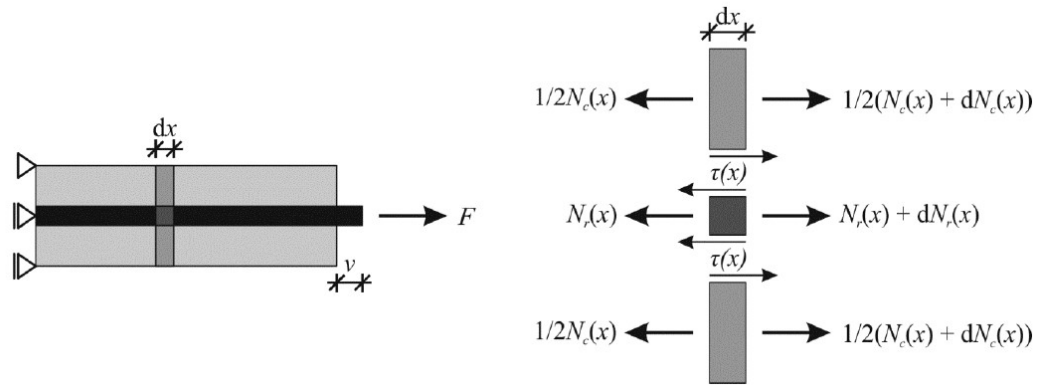
$$\frac{ds^2(x)}{dx^2} = \frac{U}{(EA)} * \tau[s(x)] \quad (5)$$

kde EA se vyjádří jako:

$$(EA)^* = \frac{1}{\frac{1}{(E_r(\epsilon_r) + \epsilon_r(x) \frac{dE_r(\epsilon_r)}{d\epsilon_r}) * A_r} + \frac{1}{A_c E_c}} \quad (6)$$

V případě konstantní tuhosti (hodnota v závorce EA) je možné dle Richtera pro jednotlivé lineární oblasti grafu zohlednit průběh napětí v soudržnosti kotevní délky prutu v betonové matrici x . Podmínkou je rozlišovat oblasti, ve kterých dochází ke stoupání ($Z_i > 0$), klesání ($Z_i < 0$) nebo konstantnímu průběhu ($Z_i = 0$) napětí v soudržnosti. Při známém průběhu napětí v soudržnosti $\tau(x)$ v závislosti na kotevní délce prutu je možné s využitím rovnováhy sil v rovině odvodit sílu, která se přenáší do textilní výztuže [18]:

$$N_r(x) = U_r * \int \tau(x) dx \quad (7)$$



Obrázek 20 – Znáznornění rovnováhy v průřezu při zkoušce „pull out“ [18]

Na obrázku 20 je znázorněna rovnováha sil. Jednotlivé síly – N_c = síla v betonové matici a N_r = síla v multivlákně dle Richtera se dosadí do představených vzorců. Po dosazení je možné pro stoupající, klesající či konstantní průběh napětí v soudržnosti obecně odvodit následující vzorce:

Lineárně stoupající průběh napětí:

$$s(x) = \frac{1}{k} * \left[\frac{N_{r,0}}{E_r A_r} - \frac{N_{c,0}}{E_c A_c} - \frac{E_\epsilon}{E_0} \right] * \sinh(kx) + \frac{\tau_1}{Z} * \cosh(kx) - \frac{\tau_0}{Z} \quad (8)$$

kde $k = \sqrt{\frac{U}{(EA)^* * |Z|}}$

$$\tau(x) = \frac{Z}{k} * \left[\frac{N_{r,0}}{E_0 A_r} - \frac{N_{c,0}}{E_c A_c} - \frac{E_\epsilon}{E_0} \right] * \sinh(kx) + \tau_1 * \cosh(kx) \quad (9)$$

$$N_r(x) = (EA)^* * \left[\frac{N_{r,0}}{E_0 A_r} - \frac{N_{c,0}}{E_c A_c} - \frac{E_\epsilon}{E_0} \right] * \cosh(kx) + \frac{U}{k} * \tau_1 \sinh(kx) + (EA)^* + \left[\frac{N_{r,0} + N_{c,0}}{E_c A_c} + \frac{E_\epsilon}{E_0} \right] \quad (10)$$

$$N_c(x) = -(EA)^* * \left[\frac{N_{r,0}}{E_0 A_r} - \frac{N_{c,0}}{E_c A_c} - \frac{E_\epsilon}{E_0} \right] * \cosh(kx) - \frac{U}{k} * \tau_1 \sinh(kx) + (EA)^* + \left[\frac{N_{r,0} + N_{c,0}}{E_0 A_r} + \frac{E_\epsilon}{E_0} \right] \quad (11)$$



Lineárně klesající průběh napětí:

$$s(x) = \frac{1}{k} * \left[\frac{N_{r,0}}{E_0 A_r} - \frac{N_{c,0}}{E_c A_c} - \frac{E_\epsilon}{E_0} \right] * \sin(kx) + \frac{\tau_1}{Z} * \cos(kx) - \frac{\tau_0}{Z} \quad (12)$$

$$\text{kde } k = \sqrt{\frac{U}{(EA)^*} * |Z|}$$

$$\tau(x) = \frac{Z}{k} * \left[\frac{N_{r,0}}{E_0 A_r} - \frac{N_{c,0}}{E_c A_c} - \frac{E_\epsilon}{E_0} \right] * \sin(kx) + \tau_1 * \cos(kx) \quad (13)$$

$$N_r(x) = (EA)^* * \left[\frac{N_{r,0}}{E_0 A_r} - \frac{N_{c,0}}{E_c A_c} - \frac{E_\epsilon}{E_0} \right] * \cos(kx) + \frac{U}{k} * \tau_1 \sin(kx) + \frac{(EA)^*}{E_c A_c} * (N_{r,0} + N_{c,0}) + (EA)^* \frac{E_\epsilon}{E_0} \quad (14)$$

$$N_c(x) = (EA)^* * \left[\frac{N_{c,0}}{E_c A_c} - \frac{N_{r,0}}{E_0 A_r} + \frac{E_\epsilon}{E_0} \right] * \cos(kx) - \frac{U}{k} * \tau_1 \sin(kx) + \frac{(EA)^*}{E_0 A_r} * (N_{r,0} + N_{c,0}) - (EA)^* \frac{E_\epsilon}{E_0} \quad (15)$$

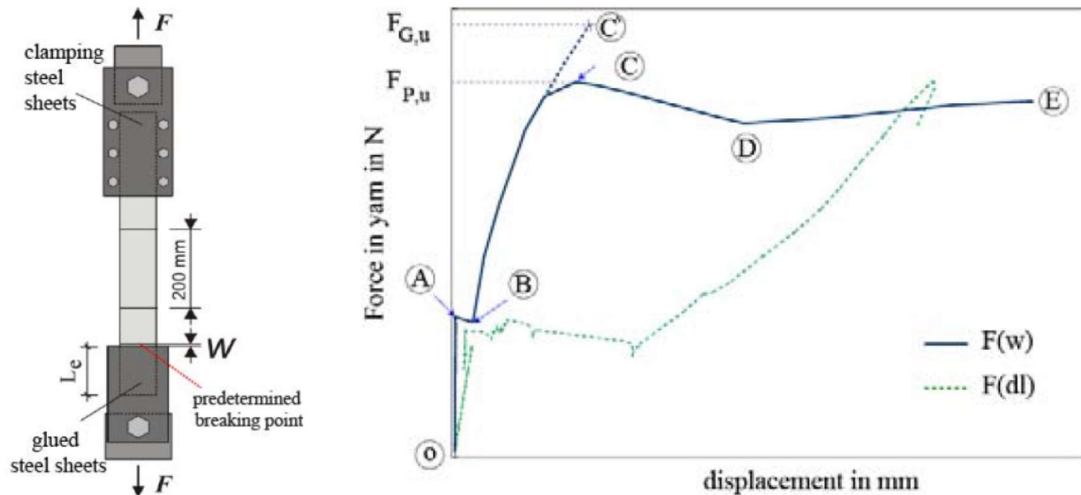
Pro konstantní průběh napětí:

$$s(x) = \frac{1}{2} * \frac{\tau_0 * U}{(EA)^*} * x^2 + \left[\frac{N_{r,0}}{E_0 A_r} - \frac{N_{c,0}}{E_c A_c} - \frac{E_\epsilon}{E_0} \right] * x + s_1 \quad (16)$$

$$\tau(x) = \tau_0$$

$$N_r(x) = N_{r,0} + \tau_0 * U * x \quad (17)$$

$$N_c(x) = N_{c,0} - \tau_0 * U * x \quad (18)$$



Obrázek 21 – Zkouška „pull out“ impregnované textilní výztuže [13]

Všechny předchozí modely a jejich obecné matematické vyjádření se týkají textilní výztuže bez impregnace. Proto Lorenz a Ortlepp upravili a přepracovali stávající model a jeho obecné matematické vyjádření od Richtera o vliv impregnace na napětí v soudržnosti.

Jednalo se o textilní výztuž z uhlíkových vláken impregnovanou styrol-butadienen. Pro zkoušku „pull out“ se zmíněnou výztuží byl využit modifikovaný model od M. Jesse pro zatížení v prostém tahu. Zkouška se provádí na tenké destičce z textilního betonu vyztužené uprostřed průřezu jedním multivláknem. Deska je uchycena na obou stranách do ocelové svorky. Šířka betonové destičky je 60 mm, tloušťka 8 mm a výška 260 mm plus délka ukotvení výztuže v betonové matrici. Destička se nařízne na obou stranách od ukotveného prutu, tak aby se mohla zkoumat délka ukotvení textilního prutu v betonové matrici dle požadavků. V tomto případě byla délka ukotvení 20 mm. Vzhledem k dokonale tuhému ukotvení 240 mm v betonové matrici ve spodní části zkoušeného prvku dochází k prasknutí betonové matrice v nejužším místě vlivem namáhání betonové matrice v tahu. Při pokračujícím zvýšení tahové síly dochází nejprve k dokonalému spolupůsobení textilního prutu s betonovou matricí až do síly na mezi prokluzu. Po dosažení maximální síly v prokluzu je prut z textilního betonu pomalu vytahován z betonové matrice. Během provádění zkoušky je možné měřit maximální dosaženou sílu v tahu F a nárůst šířky trhliny w . Během této zkoušky se dráha prokluzu ($S_{fe,o}, S_{ge,o}, S_{ge,u}$) textilního prutu nedá měřit. V případě nutnosti stanovit i délku prokluzu z této zkoušky je možné dopočítat neznámé hodnoty prokluzu s využitím matematické iterace, dokud výsledné hodnoty síly F nebudou souhlasit s výsledky zkoušek. K tomu se využívají rovnice zavedené Lorenzem a Ortleppem.

Lineárně stoupající průběh napětí:

$$S_{ge,o}(S_{fe,o}) = \frac{\tau_{i,0} + Z_i * S_{fe,o}}{Z_i} * \cosh(k * l_{et,o,1}) - \frac{\tau_{i,0}}{Z_i} \quad (19)$$



$$F(S_{fe,o}) = \frac{U_g}{k_i} * (\tau_{i,0} + Z_i * S_{fe,o}) * \sinh(k_i * l_{et,o,1}) \quad (20)$$

kde $l_{er,o,1} = l_{et,o} - S_{fe,o}$

Lineárně klesající průběh napětí:

$$S_{ge,o}(S_{fe,o}) = \frac{\tau_{i,0} + Z_i * S_{fe,o}}{Z_i} * \cos(k * l_{et,o,1}) - \frac{\tau_{i,0}}{Z_i} \quad (21)$$

$$F(S_{fe,o}) = \frac{U_g}{k_i} * (\tau_{i,0} + Z_i * S_{fe,o}) * \sin(k_i * l_{et,o,1}) \quad (22)$$

kde $l_{er,o,1} = l_{et,o} - S_{fe,o}$

Ve spodní části betonové desky je zkoušená deska ideálně ukotvena ve svorkách a nedochází zde k posunu. Proto se zavádí předpoklad nulového posunu vlivem vyklouznutí zkušební tělesa z ocelové svorky – $S_{fe,u} = 0$. Za tohoto předpokladu je sestavena další rovnice pro prokluz pro spodní část zkušební tělesa:

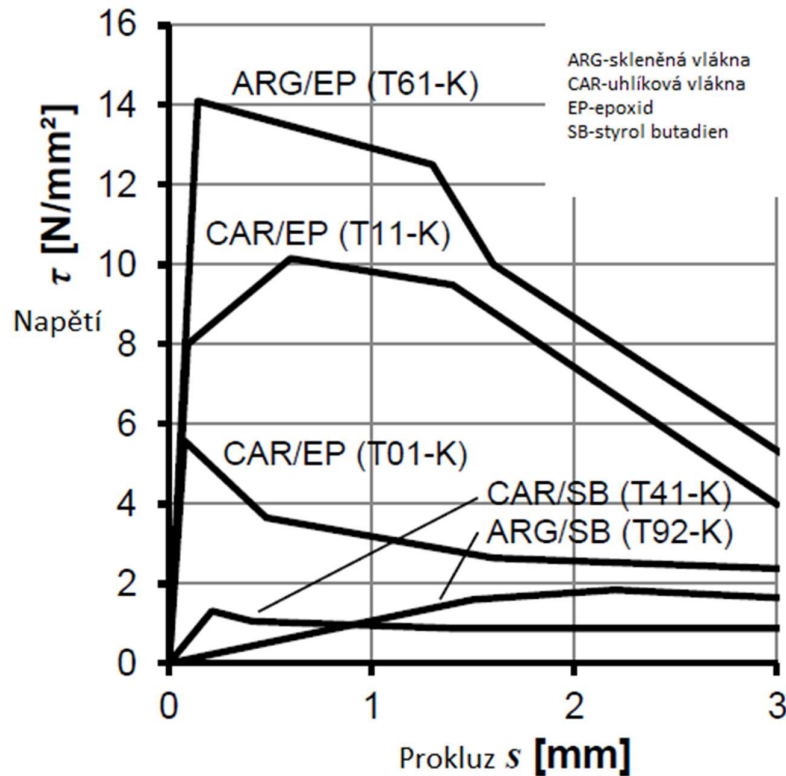
$$S_{ge,u}(F) = \frac{1}{k} * \sqrt{\frac{k^2}{Z^2} * \tau^2 + \left(\frac{F}{(EA)^*}\right)^2} - \frac{\tau_0}{Z} \quad (23)$$

Celková šířka trhliny w se skládá ze sumy hodnot prokluzu v horní části zkušební tělesa $S_{ge,o}$, ve spodní části zkušební tělesa $S_{ge,u}$ a šířky v místě řezu oslabení průřezu Δl zkušební tělesa.

$$w(F) = S_{ge,o}(F) + S_{ge,u}(F) + \Delta l(F) \quad (24)$$

kde

$$\Delta l(F) = \frac{F}{A_t * E_t} * (S_{ge,o}(F) + S_{ge,u}(F)) \quad (25)$$



Obrázek 22 – Výsledky zkoušek napětí v soudržnosti s různým typem výztuže [18]

Co se týká představení zkoušky „pull out“ na zkušební vzorku tenké desky podle Lorenze a Ortleppa, je důležité si uvědomit, že tato zkouška nezohledňuje všechny aspekty v porovnání s reálnou konstrukcí. Tento typ zkoušky obecně zvyšuje hodnoty výsledků napětí v soudržnosti. Není zde zohledněn vliv sousedních prutů, které si budou při tahovém zatížení většího betonového průřezu navzájem redukovat napětí v soudržnosti. Minimální vzdálenost prutů k vzhledem k jejich průměrům, tak aby nedošlo k jejich vzájemnému vlivu na únosnost v soudržnosti, zatím vůbec není známa.

Betonová matrice zkušební tělesa pro zkoušku „pull out“ dle Jesse je velmi jemnozrná. Není zde zohledněn vliv různých frakcí kameniva na hodnoty napětí v soudržnosti mezi textilní výztuží a betonovou maticí. Vliv průměru textilního multivlákn a kolmých prutů v síti na soudržnost také není znám. Napětí v soudržnosti bylo sledováno pouze na určitém druhu výztuže od určitých výrobců (uhlíková a skleněná vlákna s impregnační styrol-butadienem, uhlíková a skleněná vlákna s epoxidovou impregnací).

Zobecnění výsledků na jiné druhy textilní výztuže není možné. Proto se musí dle mého názoru přistupovat ke každému druhu textilní výztuže individuálně a je důležité únosnost v soudržnosti vždy ověřit. To potvrzují i výsledky provedených zkoušek dle zdroje [18]. Na obrázku 22 jsou znázorněny průběhy napětí v soudržnosti s různými typy výztuže. Zkoumání soudržnosti mezi textilní výztuží a betonovou maticí není součástí disertační práce, protože všechna zkušební tělesa pro řešení disertační práce vykazovala dostatečnou pevnost v soudržnosti (u zkušebních těles nebylo nutné

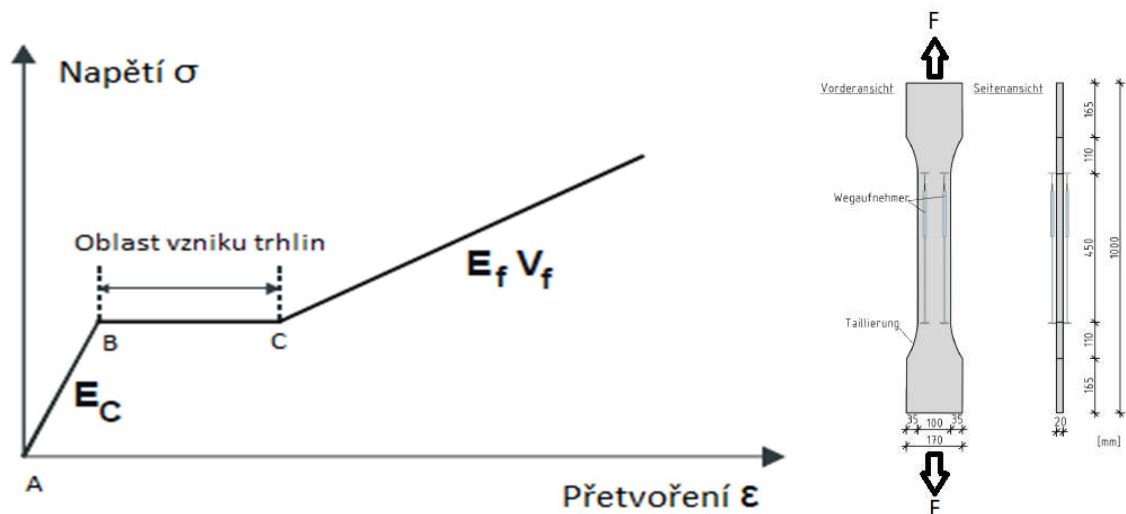
stykování ani kotvení výztuže). Je to ovšem další velice zajímavé téma, které je potřeba prozkoumat a dalšími provedenými zkouškami posunout o kus dále.

3.6.2 Zatížení textilního betonu v prostém tahu

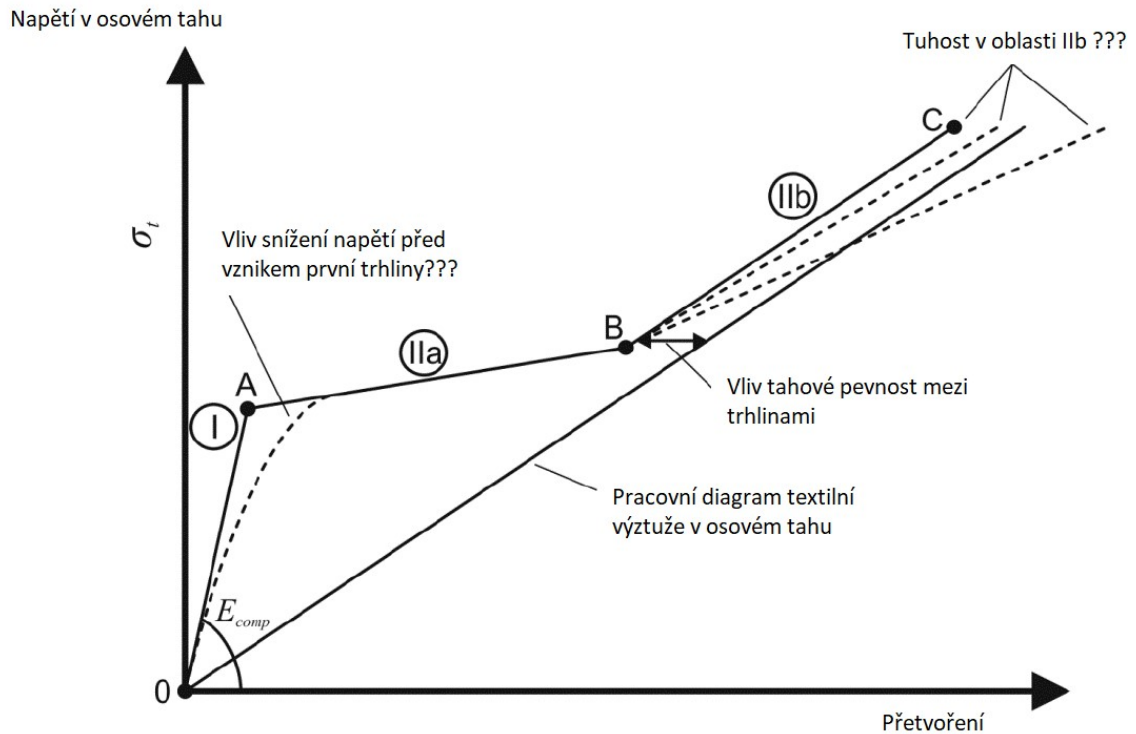
Vůbec prvním modelem popisujícím spolupůsobení textilního vlákna a betonové matrice v mikroskopické rovině se stal model ACK 1971 (Aveston, Cooper, Kelly). Model ACK 1971 vycházel z pokusu s dlouhými polypropylenovými vlákny.

Model ACK 1971 vycházel z předpokladu, že multivláknem působí jako homogenní prvek a při tahovém zatížení dosahují všechna vlákna v průřezu stejného přetvoření. Na základě tohoto předpokladu byl sestaven pracovní diagram textilního betonu v prostém tahu. Textilní beton se podle modelu ACK 1971 nejprve chová lineárně elasticky až do vzniku trhliny (bod b). Po překročení kritického bodu vzniku trhlin dochází s nárůstem síly v osovém tahu ke vzniku dalších trhlin. Po překročení oblasti vzniku trhlin v bodě c dochází k aktivaci textilní výztuže až do porušení. Na základě tohoto elementárního pracovního diagramu textilního betonu byly vytvořeny další pracovní diagramy, například od Vosse [18], Moltera a dalších, které detailněji popisují chování textilního betonu při tahovém namáhání.

Je důležité si uvědomit, že textilní výztuž u těchto pracovních diagramů není impregnovaná. Nicméně tyto diagramy sloužily k sestavení pracovního diagramu i pro textilní výztuž s impregnací. Pracovní diagram textilní výztuže s impregnací sestavil na základě vlastních výsledků Kulas [18]. Podle výsledků získaných na zkušebních tělesech rozdělil Kulas pracovní diagram textilního betonu s impregnovanou výztuží do třech hlavních oblastí. (Viz obrázek 23.) Zkušební těleso je tenká destička z textilního betonu s rozměry 1000 × 170 × 20 mm.



Obrázek 23 – Pracovní diagram podle modelu ACK 1971 [48] a uspořádání zkoušky v tahu desky z textilního betonu podle Jesse [13]



Obrázek 24 – Typický průběh textilního betonu s impregnovanou výztuží v prostém tahu [18]

Kulas, stejně jako u modelu ACK 1971, zavedl tři hlavní oblasti pracovního diagramu textilního betonu s impregnovanou výztuží. Jsou to oblasti I, IIa a IIb s hraničními body A, B, C. Níže budou detailně popsány jednotlivé oblasti pracovního diagramu:

Oblast grafu I, stav do vzniku trhliny – Textilní beton spolupůsobí lineárně elasticky a jeho modul pružnosti se vyčíslí přes moduly pružnosti jednotlivých materiálů v závislosti poměrů ploch jednotlivých materiálů v průřezu.

$$E_{comp} = E_t \frac{A_t}{A_t + A_c} + E_c \frac{A_c}{A_t + A_c} \quad (26)$$

kde E_t – modul pružnosti textilní výztuže s impregnací

A_t – průřezová plocha výztuže

E_c – modul pružnosti betonové matrice

A_c – průřezová plocha betonové průřezu

Bod A, vznik trhliny – Po dosažení kritického napětí v tahu vznikne první trhlina. Pokud je z hlediska použitelnosti požadovaná konstrukce bez trhliny, je to velmi zásadní bod pracovního diagramu. Kulas zavádí výpočet pro číselné vyjádření hodnoty napětí při vzniku trhliny za následujících předpokladů:



- $F_{cr} = F_{cr,c} + F_{cr,t} \quad (27)$

kde F_{cr} – síla při vzniku první trhliny textilního betonu

$F_{cr,c}$ – složka síly v tahu přenášená betonovou maticí při vzniku první trhliny

$F_{cr,t}$ – složka síly v tahu přenášená textilní výztuží při vzniku první trhliny

- ideálně tuhého spolupůsobení textilní výztuže a betonové matrice $\varepsilon_{cr} = \varepsilon_{cr,t} = \varepsilon_{cr,c}$
- lineární průběh napětí v oblasti I pracovního diagramu
- $A \approx A_c$

Za těchto předpokladů se vyčíslí napětí při vzniku trhliny:

$$f_{ctm}(w_l) = f_{ctm}(0) * (1 + w_l) \quad (28)$$

kde $f_{ctm}(0)$ – pevnost v tahu betonové matrice

$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c}$ – součinitel vlivu míry vyztužení

Oblast grafu IIa, oblast vzniku trhlin – Při překročení maximálního napětí (bod A na obrázku 24) dochází ke vzniku první trhliny. S narůstajícím napětím trhlin přibývá a snižuje se tuhost systému až do bodu B, kde začíná oblast IIb. Oblast IIa má průběh napětí konstantní nebo zpravidla lineární v závislosti na míře spolupůsobení textilní výztuže s betonovou maticí.

Bod B, ukončení vzniku trhlin a rozšiřování trhlin – Hraničním bodem B se ukončuje proces vzniku trhlin. Napětí pro rozšiřování vzniklých trhlin a pro vznik nových trhlin nabývá vyšších hodnot napětí než napětí pro aktivaci textilní výztuže v betonové maticí. Od bodu B se přenáší veškeré napětí v tahu pouze přes textilní výztuž.

Oblast grafu IIb – Dosažením napětí v bodu B je ukončena oblast vzniku trhlin. Tím se zvýší i tuhost. Průběh napětí textilního betonu v oblasti grafu IIb v ideálním případě probíhá paralelně s křivkou napětí pracovního diagramu textilní výztuže. V reálných výsledcích vykazuje textilní výztuž v betonové maticí menší tuhost než při zkoušce pouhé textilní výztuže. Příčinou je pravděpodobně kombinace dvou jevů:

- neideálně tuhé spolupůsobení textilní výztuže a betonové matrice,
- příčná kontrakce textilní výztuže.



Bod C, mez porušení – Jedná se o bod pracovního diagramu textilního betonu, při kterém dochází k porušení prvku při dosažení největší hodnoty napětí. I při dosažení bodu C pracovního diagramu textilního betonu přenáší veškerou tahovou sílu v tažené části průřezu textilní výztuž. Zkouškami textilního betonu v tahu bylo dokázáno, že hodnoty maximálního napětí v osovém tahu textilní výztuže nabývají vyšších hodnot než hodnoty maximálního napětí v oblasti grafu IIb textilního betonu zatíženého stejným způsobem. Příčinou je v tomto případě příčná kontrakce textilní výztuže.

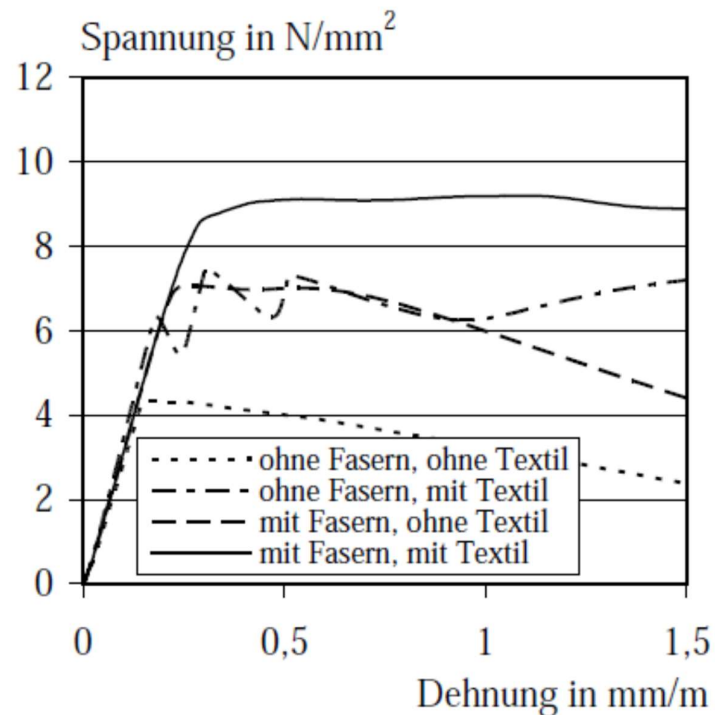
V předchozích odstavcích je představen pracovní diagram textilního betonu od Kulase, který byl jako první sestaven na základě desítek výsledků z reálných zkoušek textilního betonu s impregnovanou textilní výztuží. Obecně se dá říci, že tento model dobře popisuje textilní beton s impregnovanou textilní výztuží. Kulas vychází z výsledků reálných zkoušek na tenkých destičkách $700 \times 150 \times 30$ mm a nosníku ve tvaru „I“ s rozměry průřezu $120 \times 110 \times 1500$ mm. Zkušební tělesa jsou vyztužená skleněnou nebo uhlíkovou výztuží s impregnací. Impregnování zvolené výztuže bylo provedeno epoxidem nebo styrol-butadienem. Každé zkušební těleso bylo vyrobeno nejméně třikrát a třikrát odzkoušeno. Dle mého názoru jsou pro stanovení pracovního diagramu textilního betonu v tahu výsledky dostačující. Výstup výsledků na popsáných zkušebních tělesech je velmi specifický. Není dokázáno, že Kulasův model platí i pro jiné, masivnější konstrukční prvky, pro jiné druhy betonových průřezů, s jinou mírou vyztužení atd. Obecný průběh grafu zůstane s největší pravděpodobností podobný. V detailech se dle mého názoru může lišit. Jedná se hlavně o tuhost před vznikem první trhliny, nelineární průběh krátce před vznikem první trhliny, konstantní průběh nebo lineární průběh v oblasti grafu IIa, snížení tuhosti v oblasti grafu IIb, maximální pevnost v tahu prvku z textilního betonu atd. Zcela jistě bude důležité ověřit zkouškami jiné průřezy a zmíněné hypotézy potvrdit nebo poupravit.

3.6.3 Zatížení v prostém tahu textilního vláknobetonu

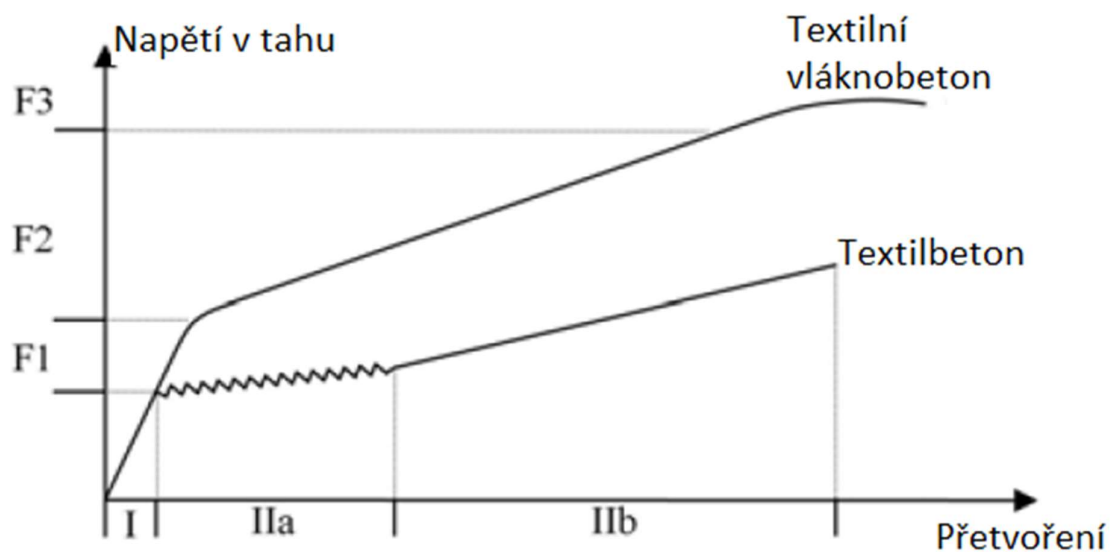
V kapitole 3.1.2 bylo řečeno, že je možné textilní výztuž spojit s vláknobetonovou maticí. Tím vznikne materiál podobný textilnímu betonu s využitím lepších vlastností vláknobetonu, jako je lepší pevnost v tlaku, pevnost v tahu za ohybu, duktilita atd.

Textilní vláknobeton byl doposud prozkoumán pouze s textilní výztuží bez impregnace. Vliv vláknobetonu na celkovou únosnost systému je velmi pozitivní. Pracovní diagram textilního vláknobetonu v tahu se dá rozdělit do třech hlavních oblastí grafu. V první oblasti grafu F1 se textilní vláknobeton chová lineárně pružně jako textilní beton, ale pro vznik trhliny je zapotřebí většího napětí. Po dosažení napětí při vzniku trhlín se snižuje tuhost prvku a vznikají trhlíny. Ke vzniku trhlín v této oblasti grafu sice dochází, ale díky pozitivnímu vlivu vláknobetonu se zvyšuje počet trhlín s velmi malou šířkou. Tento vliv zapříčiní zvýšení tuhosti systému a zvýšení maximálního přenesení napětí v této oblasti grafu oproti textilnímu betonu. V oblasti grafu F2 celou dobu působí vliv vláknobetonu. Po poruše vláken vytržením z betonové matrice či přetržením dojde k redukci tuhosti. Redukci tuhosti znázorňuje oblast grafu F3, kdy sice dochází k mírnému nárůstu napětí, ale v tahu působí pouze textilní výztuž. Napětí stoupá pouze mírně až do meze porušení prvku. Zkoušek textilní výztuže

s impregnací v kombinaci s vláknobetonem bylo provedeno jen velmi malé množství. Proto je nutné provést zkoušky tohoto materiálu a ověřit pravdivost pracovního diagramu textilního vláknobetonu.



Obrázek 25 – Výsledek reálné zkoušky textilního vláknobetonu, vláknobetonu, textilního betonu a betonu v tahu [49]



Obrázek 26 – Pracovní diagram textilního betonu a textilního vláknobetonu [49]

3.6.4 Smykové zatížení textilního betonu

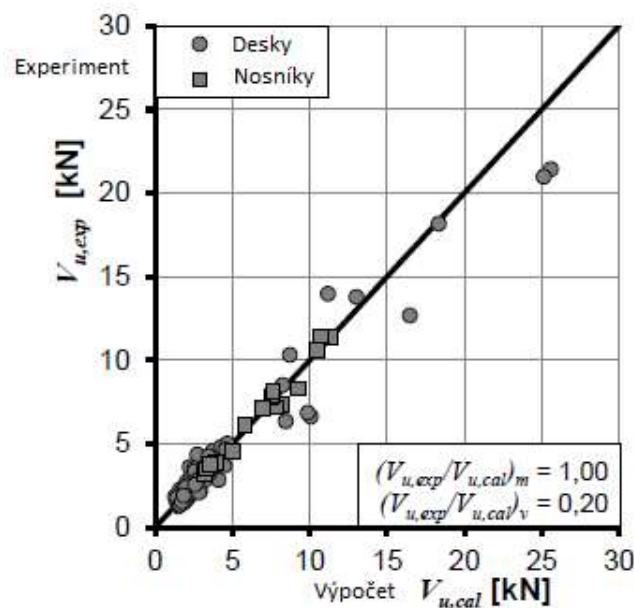
První systematické zkoumání zatížení smykovou silou pro textilní beton s textilní výztuží bez impregnace (na tenkých deskách a nosnících ve tvaru „I“) provedl Molter a Voss. Díky dostatečnému počtu výsledků reálných zkoušek byly vytvořeny dva výpočetní modely. Ty byly použity jako základ výpočetního modelu smykového zatížení textilního betonu s textilní výztuží s impregnací. Obecně všechny modely pro smykové zatížení textilního betonu využívají poznatků z chování železobetonu při smykovém namáhání. Všechny modely využívají pro výpočet příhradovou analogii, která se využívá i při výpočtu prvků z železového betonu. Modely se rozdělují podle vyztužení – na modely smykového namáhání konstrukčních prvků bez smykové výztuže a na modely smykového namáhání konstrukčních prvků se smykovou výztuží.

3.6.4.1 Prvky bez smykového vyztužení

Při smykovém zatížení nosníku z textilního betonu vyztuženého pouze podélnou výztuží se po vzniku ohybových a smykových trhlin snaží přenos zatížení prvku změnit z nosníku většinou na vzpěradlo nebo oblouk. Pro smykové porušení prvku z textilního betonu je rozhodující smyková únosnost v šikmé smykové trhlíně. Její hodnota je součtem spolupůsobení různých sil v průřezu.

Jde o tři složky únosnosti:

- smyková únosnost tlačené oblasti průřezu,
- smyková únosnost vlivem hmoždinkového účinku zrn kameniva,
- smyková únosnost vlivem hmoždinkového účinku podélné výztuže.



Obrázek 27 – Porovnání výpočetních hodnot a hodnot z experimentů [18]



Prvky z textilního betonu jsou většinou vybetonovány betonovou směsí s jemnozrnnými frakcemi kameniva, což má vliv na smykovou únosnost vlivem hmoždinkového účinku zrn kameniva. V případě velmi jemných frakcí kameniva do 2,0 mm nabývá tato složka únosnosti velmi malých hodnot a nezohledňuje se ve výpočtu smykové únosnosti. I použití textilní výztuže ovlivňuje smykovou únosnost vlivem hmoždinkového účinku podélné výztuže. Tento typ únosnosti je závislý na modulu pružnosti textilní výztuže. V případě použití textilní výztuže z uhlíkových vláken s modulem pružnosti okolo 200 GPa je zohlednění smykové únosnosti vlivem hmoždinkového účinku podélné výztuže v celkové smykové únosnosti namísto. Při použití výztuže ze skleněných vláken s velmi malým modulem pružnosti okolo 70 GPa se v porovnání s textilní výztuží z uhlíkových vláken výrazně rozšiřují smykové trhliny. S mírou rozšíření smykové trhliny se redukuje smyková únosnost vlivem hmoždinkového účinku podélné výztuže. Na základě četných výsledků od Moltera, Vosse (textilní výztuž bez impregnace) a Kulase (textilní výztuž s impregnací) byl sestaven model, který velmi dobře popisuje chování prvku z textilního betonu bez smykové výztuže při smykovém zatížení. Kulas zavádí následující vzorce pro výpočet smykové únosnosti.

Celková hodnota smykové únosnosti obdélníkového průřezu bez smykové výztuže se spočítá takto:

$$V_{Rm,c} = C_{Rm,c} * \beta * \eta_1 * (\rho_l^2 * \sigma_t * f_{cm})^{\frac{1}{3}} * b_{s,eff} * d \quad (29)$$

kde: $C_{Rm,c} = 0,29$ – empirický součinitel pro deskové konstrukce na základě výsledků zkoušek vlivem míry vyztužení ($b/h \geq 4$ a $h \leq 60$ mm)

$$\beta = \left[\frac{7}{a/d} \right]^{1,5} \geq 1,0 \text{ – součinitel zohledňující vzdálenost posouvající síly k podpoře}$$

$\eta_1 = 1,0$ – součinitel typu betonové matrice v závislosti na objemové hmotnosti

$$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2,0 \text{ – zohlednění výšky betonového průřezu (rozměrového efektu)}$$

$$\rho_l = \frac{A_t}{A_c} \text{ – zohlednění míry vyztužení}$$

$$\sigma_t = \frac{M_{max}}{z * A_t} \text{ – napětí v textilní výztuži}$$

f_{cm} – střední pevnost v tlaku betonové matrice

$b_{s,eff}$ – nejmenší šířka průřezu betonového prvku

d – účinná výška průřezu



Celková hodnota smykové únosnosti nosníku ve tvaru „I“ bez smykové výztuže se spočítá takto:

$$V_{Rm,c} = C_{Rm,c} * \beta * \eta_1 * (\rho_l^2 * \sigma_t * f_{cm})^{\frac{1}{3}} * b_{s,eff} * d \quad (30)$$

kde $C_{Rm,c} = 0,01$ – empirický součinitel pro nosníky ve tvaru „I“

$\beta = \frac{3}{a/d} \geq 1,0$ – součinitel zohledňující vzdálenost posouvající síly k podpoře pro nosník ve tvaru „I“

$\eta_1 = 1,0$ – součinitel typu betonové matrice v závislosti na objemové hmotnosti

$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2,0$ – zohlednění výšky betonového průřezu (rozměrového efektu)

$\rho_l = \frac{A_t}{A_c}$ – zohlednění míry vyztužení

$\sigma_t = \frac{M_{max}}{z * A_t}$ – napětí v textilní výztuži

f_{cm} – střední pevnost v tlaku betonové matrice

$b_{s,eff}$ – nejmenší šířka průřezu betonového prvku

d – účinná výška průřezu

Představený model se velmi dobře shoduje s reálnými zkouškami uvedených prvků z textilního betonu, které byly provedeny na zkušebních tělesech nosníku ve tvaru „I“ a tenkých destičkách. Výhodou je, že všechny představené modely vycházejí z modelu pro železobeton. Některé hodnoty mohly být bez dalších zkoušek převzaty a zohledněny u rozsáhlých zkoušek železobetonu. Ostatní hodnoty pro výpočet celkové smykové únosnosti jsou podloženy pouze zkouškami na dvou typech zkušebních prvků – na betonových destičkách a nosníku ve tvaru „I“. Dále byly použity pouze dva druhy výztuže s dvěma druhy impregnace – impregnace pomocí epoxidu a styrol-butadienu. Ve všech zkouškách smykovým namáháním byla použita textilní výztuž z uhlíkových nebo skleněných vláken. Dle mého názoru je nezbytné dále prozkoumat i jiné typy výztuže a ověřit vliv rozměrového efektu pro masivnější betonové prvky, použití normální betonové matrice, použití UHPC atd., aby bylo možné potvrdit výpočetní předpoklad.

3.6.4.2 Prvky se smykovým vyztužením

Tak jako pro prvky z textilního betonu bez smykového vyztužení se pro prvky se smykovým vyztužením využívá poznatků ze železobetonu, tedy příhradové analogie.



Na rozdíl od předchozího případu prvků bez smykového vyztužení je pro celkovou smykovou únosnost směrodatná únosnost smykové výztuže v šikmé trhlině a únosnost tlačené oblasti betonového průřezu. Velmi důležité je na rozdíl od železobetonu zohlednění ortotropie textilní výztuže. Při zatížení tahem v příčném směru k elementárním vláknům textilní výztuže či pod úhlem vzhledem k podélným vláknům textilní výztuže je úbytek tahové pevnosti až desetinásobný. Kulas zavádí výpočetní model na základě výpočetního modelu od Vosse. Ve výpočetním modelu se pro celkovou únosnost průřezu textilního betonu V_{Rm} využívá únosnost tlakové diagonály $V_{Rm,c}$ a únosnost smykové výztuže v šikmé trhlině $V_{Rm,f}$. Výpočet smykové únosnosti tlačené oblasti $V_{Rm,c}$ je představen v kapitole 3.6.3.2.

Výpočet únosnosti smykové výztuže v šikmé trhlině $V_{Rm,f}$ se vyčísluje jako minimální hodnota z tahové a tlakové diagonály:

$$V_{Rm,f} = \min \left\{ \begin{array}{l} \alpha_{t,w} * f_{t,u} * k_{\alpha} * k_w * z * \cot(\beta_r) \\ \alpha_c * f_{cm} * b_w * \frac{z}{\cot \beta_r + \tan \beta_r} \end{array} \right. \quad (31)$$

kde $\alpha_{t,w}$ – plocha textilní výztuže

$f_{t,u}$ – maximální možné napětí přenesené výztuží

$k_{\alpha} = \left(1 - \frac{\alpha}{90^\circ}\right)^2$ – snížení únosnosti textilní výztuže vlivem ortotropie textilní výztuže
($\alpha = 90 - \beta_r$)

$k_w = 1,81 * \omega_v + 0,29 \leq 1,0$ – omezení maximální smykové únosnosti v závislosti na míře vyztužení

$\cot \beta_r = 1,0 - 0,55 \frac{\sigma_x}{f_{cm}} \leq \begin{cases} 2,15 \\ \frac{a}{d} \end{cases}$ – úhel sklonu tlakových diagonál

σ_x – napětí v směru x

α_c – redukční součinitel vyčíslení podle Vosse

b_w – šířka betonového průřezu (v případě $b_{w,red} = b_w - n * d_t + 0,3 * \sum_i h_{f,i}$ – efektivní šířka pásnice u průřezu ve tvaru „I“)

Při určení hodnot smykové únosnosti $V_{Rm,f}$ a $V_{Rm,c}$ se vyčíslí celková únosnost:

$$V_{Rm} = V_{Rm,f} + V_{Rm,c} \quad (32)$$

Stejně jako model bez smykové výztuže se představený model se smykovou výztuží velmi dobře shoduje s reálnými zkouškami prvků z textilního betonu, které byly



provedeny na zkušebních tělesech nosníku ve tvaru „I“ a tenkých destičkách. Výhodou je, že všechny představené modely vycházejí z modelu pro železobeton a některé hodnoty mohly být bez dalších zkoušek převzaty a zohledněny z rozsáhlých zkoušek železobetonu. Ostatní hodnoty pro výpočet celkové smykové únosnosti jsou podloženy pouze zkouškami na dvou typech zkušebních těles, a to na betonových destičkách a nosnících ve tvaru „I“. Dále byly použity pouze dva druhy výztuže se dvěma druhy impregnace – impregnace pomocí epoxidu a styrol-butadienu. Byla použita textilní výztuž z uhlíkových a skleněných vláken. Dle mého názoru je nezbytné dále prozkoumat i jiné typy výztuže a ověřit vliv rozměrového efektu pro masivnější betonové prvky, použití normální betonové matrice, použití UHPC atd., aby bylo možné potvrdit výpočetní předpoklad či zavést nové výpočetní modely.

3.6.5 Zatížení textilního betonu v tahu za ohybu

Při ohybovém namáhání textilního betonu je odezva identická jako při namáhání v prostém tahu. Pracovního diagramu textilního betonu v tahu se využívá i k predikci pracovního diagramu textilního betonu v tahu za ohybu. (Viz graf 1 vlastních zkušebních vzorků potvrzující zmíněný předpoklad.)

Průběh napětí grafu v tahu za ohybu se dá rozdělit do oblastí pro jednotlivé stavy: oblast grafu I – stav do vzniku trhlin; oblast IIa – vznik trhlin; oblast IIb – stav, při kterém přenáší veškerý tah textilní výztuž. Mezi oblastmi grafu jsou hraniční body, ve kterých dochází ke změně oblasti grafu. Jde o hraniční body A – bod vzniku trhlin; B – ukončení vzniku trhlin a působení v tahu pouze textilní výztuže; C – mez porušení. Všechny oblasti grafu a hraniční body jsou velmi detailně zmíněny v kapitole 3.6.2. Obsahem kapitoly 3.6.2 nejsou jednotlivé napjatostní stavy průřezu při zatížení v tahu za ohybu.

Pro reálné konstrukce budou rozhodující dva napjatostní stavy ohýbaného prvku. Prvním napjatostním stavem je stav do vzniku trhlin – oblast grafu I s hraničním bodem A. Tento stav by se měl zohlednit hlavně u konstrukcí s estetickými požadavky (pohledový beton) z hlediska mezního stavu použitelnosti. To platí převážně u konstrukcí pozemních staveb. U dopravních staveb se požadavek na konstrukci bez vzniku trhlin objevuje hlavně u konstrukcí, které jsou součástí architektonického rázu například městské části, stavebního objektu atd. Pro ostatní konstrukce dopravních staveb je zbytečné a neekonomické navrhovat konstrukce bez vzniku trhlin. Díky nekorodování textilní výztuže totiž není vznikem trhlin v konstrukci snížena životnost celé konstrukce.

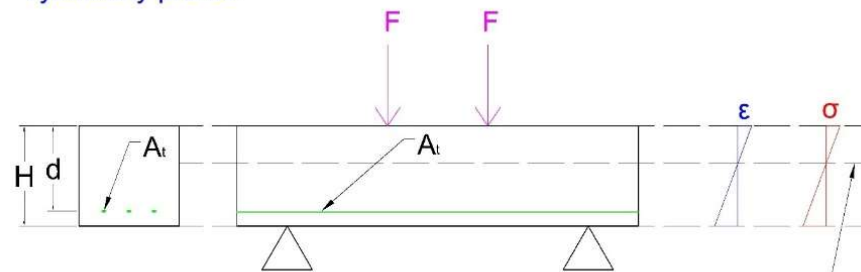
V následujícím odstavci bude představena oblast grafu I a hraniční bod A, při kterém je hodnota napětí maximální před vznikem trhliny. Oblast grafu se chová lineárně pružně až do hraničního bodu A. Hraniční bod A – kritické napětí pro vznik trhliny ($f_{ctm,fl}$) může být definován jako:

$$f_{ctm,fl} = \frac{M_{cr}}{W} \quad (33)$$

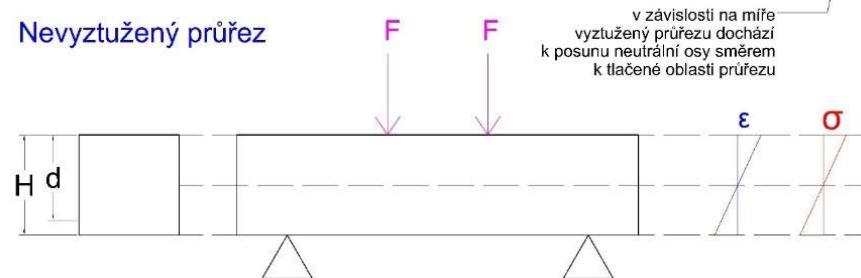
kde M_{cr} – kritický moment pro vznik trhliny

W – průřezový modul

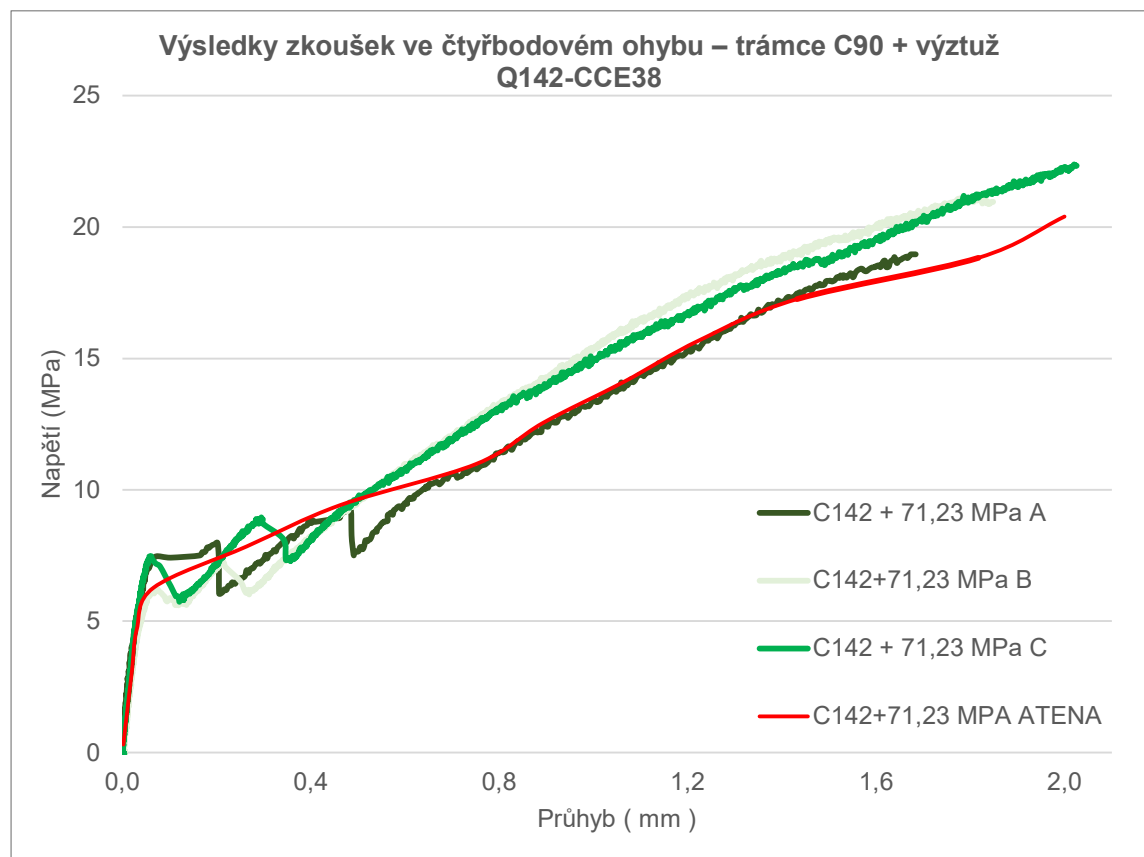
Vyztužený průřez



Nevyztužený průřez



Obrázek 28 – Napjatost a) vyztuženého, b) nevyztuženého průřezu před vznikem trhliny



Graf 1 – Výsledek vlastních zkoušek trámců ve čtyřbodovém ohybu

Hodnota kritického napětí při vzniku trhliny je závislá na míře vyztužení průřezu. Při nízké míře vyztužení se betonový průřez chová podobně jako nevyztužený betonový průřez. Neutrální osa leží přesně v ose průřezu. Hodnoty přetvoření v horních a spodních vláknech průřezu se rovnají. Se zvyšující se mírou vyztužení průřezu se neutrální osa posouvá směrem k tlačené oblasti průřezu. Všechny závislosti jsou znázorněny na obrázku 28. Zvýšení míry vyztužení průřezu má také pozitivní vliv na průhyb prvku. Snižuje se i křivost a zvyšuje se hodnota maximálního napětí při vzniku trhliny. Na základě četných ohybových zkoušek, které mimo jiné potvrzují zmíněné poznatky, je možné zavést číselné vyjádření hodnoty napětí při vzniku trhliny pro čtvercové a obdélníkové průřezy:

$$f_{ctm,fl} = f_{ctm}(0) * (1 + \omega_l) \quad (34)$$

kde $f_{ctm,fl}$ – napětí v tahu za ohybu

$f_{ctm}(0)$ – pevnost v tahu nevyztuženého průřezu

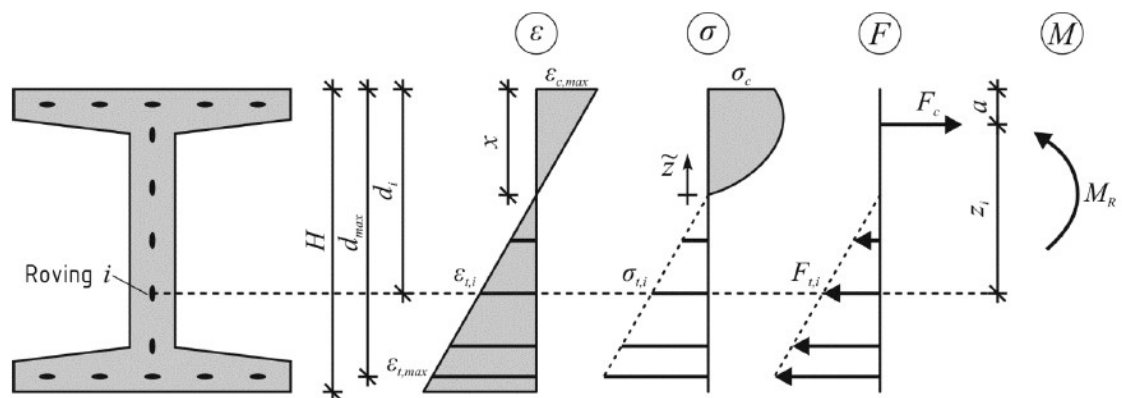
$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c}$ – součinitel vlivu míry vyztužení

E_t – modul pružnosti textilní výztuže s impregnací

A_t – průřezová plocha výztuže

E_c – modul pružnosti betonové matrice

A_c – průřezová betonové matrice



Obrázek 29 – Napjatostní stav na mezi pevnosti průřezu textilního betonu [18]



Druhým pro návrh důležitým napjatostním stavem průřezu textilního betonu je mez porušení. Mezní stav porušení vychází z předpokladu ze železového betonu, který má podobné chování. K mezi porušení dochází při dosažení maximálního napětí ve výztuži či v betonové matici. Pro výpočet hodnoty meze porušení se využívá Navierova-Bernoulliho hypotéza: „Průřezy rovinné a kolmé k ose prutu před deformací zůstávají rovinné a kolmé k ose prutu i po deformaci.“ Při zohlednění vlastností (maximálních pevností) jednotlivých materiálů – textilní výztuže a betonové matrice – je možné dopočítat maximální únosnost betonového průřezu pomocí iterace přetvoření v horních a dolních vláknech průřezu nebo maximální přetvoření v horních vláknech průřezu – tlačené oblasti betonu:

A) Neznámá: Přetvoření: ϵ_c – přetvoření betonové matrice a ϵ_t – přetvoření textilní výztuže

Okrajové podmínky: $\sum H = 0$ a $\sum M = 0$ (H jsou horizontální síly v průřezu, M momenty v průřezu)

Výsledek: Hodnota přetvoření: ϵ_c – přetvoření betonové matrice a ϵ_t – přetvoření textilní výztuže

B) Neznámá: Přetvoření: ϵ_c – přetvoření betonové matrice

Okrajové podmínky: $\sum H = 0$ (H jsou horizontální síly v průřezu)

a $\epsilon_{t,max} = \epsilon_{t,u}$ (napětí v textilní výztuži je rovno maximálnímu napětí v textilní výztuži)

Výsledek: M_{max} – maximální moment průřezu textilního betonu

V kapitole 3.6.5 jsou představeny dva napjatostní stavy, které jsou rozhodující pro návrh konstrukce. Je to stav před vznikem trhliny a stav na mezi únosnosti. Oba výše představené výpočetní modely se shodují s reálnými výsledky dle uveřejněného výzkumu *Actual applications and potential of textile reinforced concrete* od Kulase [18]. Zkoušky zveřejněné v Kulasově výzkumné práci byly provedeny pouze na zkušebních tělesech tenkých desek a nosnících s průřezem „I“ malých rozměrů. Jiné typy průřezů, a hlavně masivních průřezů, zatím nebyly odzkoušeny. I když je shoda výpočtů s výsledky reálných zkoušek dobrá, obecně se stále omezuje na nemasivní malá zkušební tělesa. Zkoušky byly provedeny na určitém druhu výztuže s impregnací epoxidem nebo styrol-butadienem. Ve zkušebních tělesech jsou použité betonové směsi s pevností mezi 60 a 90 MPa s velmi nízkou zrnitostí kameniva. Pro betonové směsi menších pevností nejsou k dispozici žádné výsledky. Všechny zmíněné teorie je nutné ověřit dalšími zkouškami a potvrdit tím správnost představených teorií i pro jiné typy průřezů, materiálů atd.

3.6.6 Rozměrový efekt textilního betonu

Rozměrový efekt se dostal do povědomí v posledních desetiletích jako příčina mnoha nehod u velmi masivních konstrukcí, jako je Sleipnerova plošina, most Koror-Babelaop v Palau nebo přehrada Malpasset.

Jako první přišel s teorií rozměrového efektu profesor Zdeněk Bažant. Definice rozměrového efektu říká, že s rostoucím rozměrem konstrukce se únosnost konstrukce zvyšuje pomaleji, než by odpovídalo obvyklým teoriím založeným na pevnosti. Rozměrový efekt se dá popsat jednoduchým příkladem na betonovém průřezu, který je osově zatížen tahem a ve kterém se nachází trhлина. Beton je kvazikřehký materiál. Pro křehký materiál je podle lineární lomové mechaniky rozhodující uvolňování energie šíření trhliny a únosnost závisí na počáteční velikosti trhliny:

$$F_0^{lom} = K_c B D \sqrt{\frac{\cos\left(\frac{\pi a_0}{D}\right)}{\pi a_0}} \quad (35)$$

kde F_0^{lom} – síla pro počáteční šíření trhliny

K_c – lomová houževnatost podle Irwinova kritéria šíření trhliny

B – šířka průřezu

D – výška průřezu

a_0 – velikost trhliny



Obrázek 30 – Betonový pásek s trhlinou [26]

V případě, že jsou počáteční trhliny velmi malé, by byla únosnost předpovězená pomocí lineární lomové mechaniky nereálně vysoká $a_0 \ll D$. Reálně je počáteční velikost trhliny úměrná rozměrům konstrukce a platí:

$$a_0 = \alpha D \quad (36)$$

kde a_0 – velikost trhliny

α – konstanta



D – výška průřezu

Po dosažení $a_0 = \alpha D$ do vzorce síly pro počáteční velikost trhliny potom platí:

$$F_0 = K_c B D \sqrt{\frac{\cos(\pi\alpha)}{\pi\alpha D}} = K_c B \sqrt{D} \sqrt{\frac{\cos(\pi\alpha)}{\pi\alpha}} \quad (37)$$

Jak již bylo zmíněno v úvodu kapitoly, s rostoucím rozměrem konstrukce se únosnost konstrukce zvyšuje pomaleji, než by zpravidla odpovídalo teoriím založeným na pevnosti. Takzvaná nominální pevnost klesá:

$$\sigma_N = \frac{F_0}{BD} \propto \frac{1}{\sqrt{D}} \quad (38)$$

Vliv rozměrového efektu na pevnosti v tahu za ohybu, ve smykovém namáhání, při vytržení kotvy z betonového bloku atd. v případě železového betonu je velmi dobře prozkoumán a jsou k dispozici četné výsledky, které tento efekt potvrzují. Výsledky zkoušek železobetonu ale nelze převzít pro prvky s jinými materiálovými vlastnostmi, jako je například textilní beton. Z tohoto důvodu musí být textilní beton podroben zkouškám, které by vliv rozměrového efektu objasnily.

Rešerší v dostupné literatuře byl nalezen pouze jediný článek zabývající se rozměrovým efektem smykové pevnosti na trémčích bez vyztužení smykovou výztuží od RWTH Aachen. V rámci řešení této otázky byl zjištěn vliv rozměrového efektu na výsledky smykové pevnosti u trémčů vyztužených pouze podélnou ohybovou výztuží. Jako zkušební tělesa byly vybetonovány betonové trémce o konstantní šířce průřezu $b = 200$ mm a variabilní výšce 60 mm, 100 mm a 145 mm. Pro každou výšku průřezu byla zvolena rozdílná rozpětí trémce – 320 mm, 400 mm, 480 mm, 640 mm, 800 mm, 960 mm, 1200 mm až 1440 mm. Všechny prvky byly vyztuženy ve stejné míře vyztužení, a to $\rho = 0,24$ %. Jako výztuž byla použita textilní uhlíková výztuž s impregnací epoxidem od firmy Solidian.

Betonové trémce (zkušební tělesa) byly vybetonovány betonovou směsí o krychelné pevnosti s hodnotou 105,4 MPa. Všechna betonová zkušební tělesa byla podrobena zkoušce v tříbodovém ohybu. Bylo zjištěno, že prvky z textilního betonu se štíhlostním poměrem $L/d \geq 4,0$ a menším mají výrazně vyšší smykovou únosnost než prvky se štíhlostním poměrem $L/d \geq 5,0$ a vyšším. Naproti tomu železobeton má tuto hranici se štíhlostním poměrem mezi $L/d \geq 2,5-3,0$. V závěrečné diskuzi je zohledněn vliv rozměrového efektu na výsledky smykové únosnosti betonových trémčů. Pro číselné vyjádření rozměrového efektu se využívá známé rovnice od prof. Bažanta a Kima [24]. Ze získaných výsledků je dopočtena empirická konstanta λ_0 , a tím je možné dopočítat hodnotu rozměrového efektu pro jakýkoli velikostně jiný prvek. Po dosažení hodnoty pro maximální velikost zrna kameniva $d_a = 4,0$ mm v betonové matici,

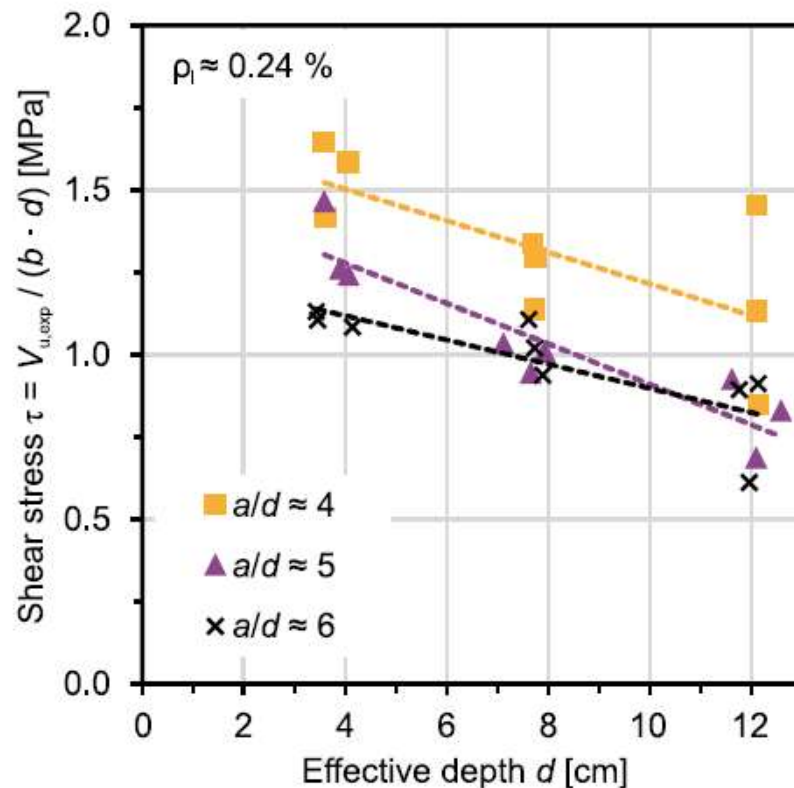
empirické konstanty s $\lambda_0 = 25$ a příslušné výšky průřezu je shoda výsledků s výpočtem velmi dobrá. Na druhou stranu, jak je zmíněno v článku, nebyl získán dostatečný počet výsledků, aby se empirická konstanta λ_0 mohla zohledňovat ve výpočtech pro jiné druhy průřezů.

$$\phi(d) = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{d}{\lambda_0 \cdot d_a}}} \quad (39)$$

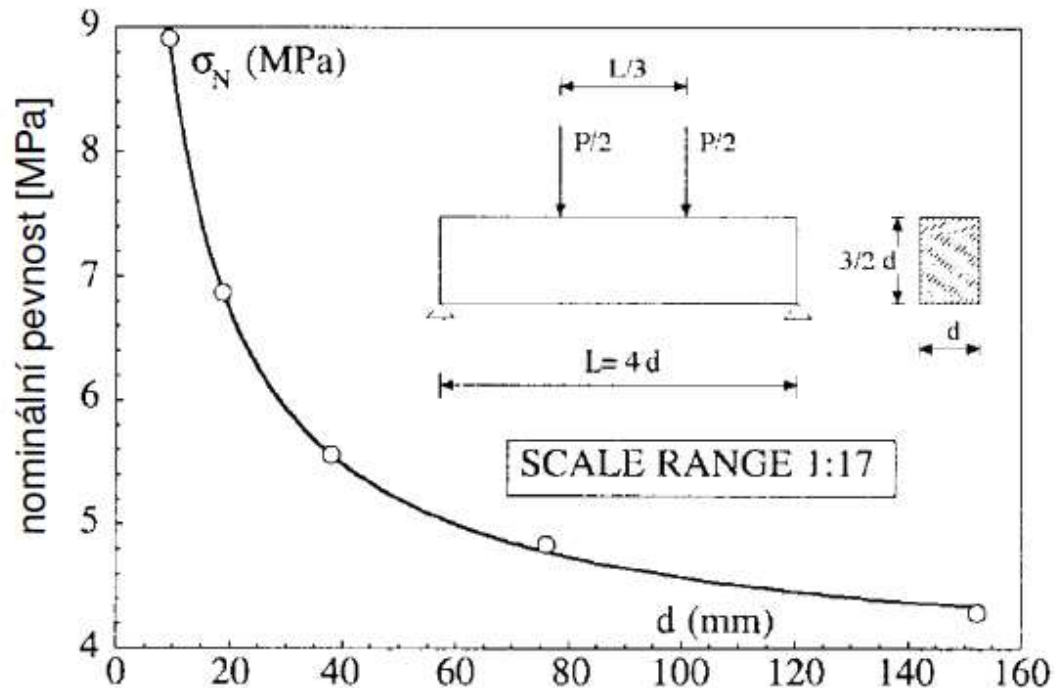
kde d – účinná výška průřezu

kde λ_0 – empirická konstanta

kde d_a – maximální velikost zrna kameniva v betonové matici



Obrázek 31 – Graf výsledků smykové únosnosti trámců z textilního betonu v závislosti na štíhlostním poměru a účinné výšce průřezu [27]



ohyb betonového nosníku bez vrubu (Sabnis a Mirza, 1979)

Obrázek 32 – Rozměrový efekt u železobetonového nosníku pro ohyb [26]

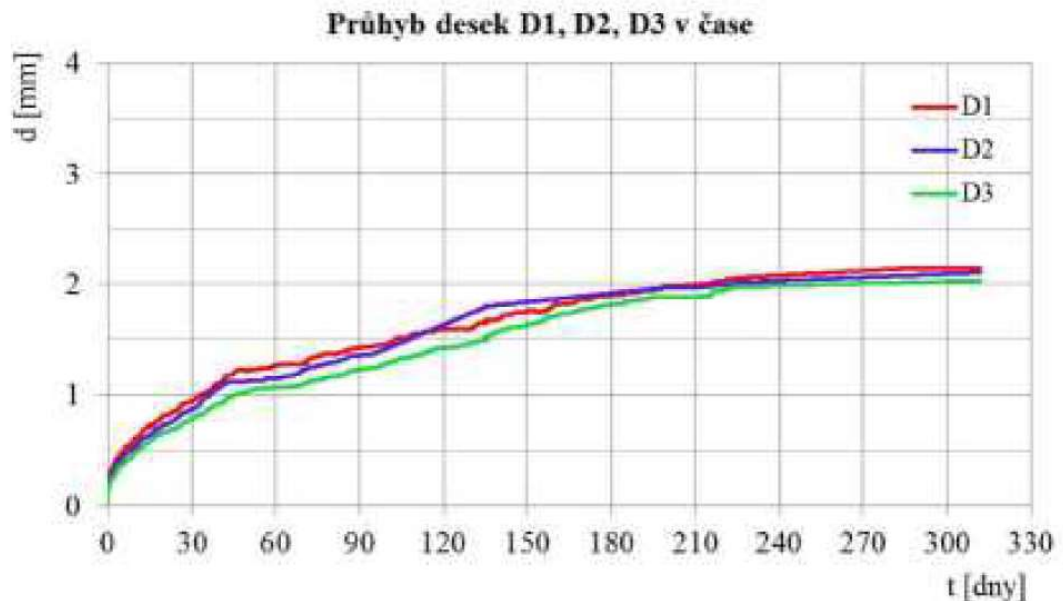
Vliv rozměrového efektu na únosnost konstrukcí z textilního betonu je zatím prozkoumán jen ve velmi malé míře. Vliv rozměrového efektu na únosnost prvku z textilního betonu v ohybu a ve smyku byl sice popsán v práci Vosse, Moltera a Kulase, ale popis se zakládá na výsledcích zkoušek velmi malých zkušebních těles. Jedná se o betonové desky o rozměrech 700 × 150 × 30 mm a nosník s průřezem ve tvaru „I“ s rozměry 1000 × 120 × 110 mm. Do budoucna je nutné vliv rozměrového efektu dále prozkoumat a jeho vliv ověřit na větších tělesech a případně i jiných, masivnějších průřezích.

3.6.7 Vlastnosti textilního betonu při dlouhodobém zatížení

Jakákoli konstrukce z jakéhokoli materiálu musí splňovat podmínku MSÚ a MSP po celou dobu životnosti. To platí i pro textilní beton. V dostupných zdrojích nebyl objeven žádný článek o chování textilního betonu při dlouhodobém zatížení – až na jednu výjimku. Jde o zkoušky provedené v rámci řešení disertační práce Ing. Tomáše Bittnera, Ph.D. Zkouška dlouhodobých účinků zatížení byla provedena na deskách z textilního betonu o rozměrech 200 × 25 × 30 cm. Betonové desky byly vyztuženy síťovou výztuží ze skleněných alkalicky resistentních vláken s jemností 2400 TEX od firmy V. Frass. Výztužná síť měla rozteč jednotlivých multivláken v obou směrech 20 mm. Po betonáži byly betonové desky po dobu 28 dní uloženy ve vodní lázni.

Uspořádání zkoušky odpovídalo tříbodovému ohybu se vzdáleností podpor 1,9 m. Jako zatížení bylo zvoleno závaží v podobě ocelových tyčí o váze 0,75 kN, což představovalo 75 % maximálního zatížení v tahu za ohybu. Takto zatížené desky z textilního betonu byly podrobeny zkoušce v délce 312 dnů. Odečítání hodnoty průhybu probíhalo každou hodinu.

Z výsledků je patrné, že průhyby desek z textilního betonu jsou v počáteční fázi velké. Okamžitý průhyb nabývá hodnoty 30 % celkového průhybu. Ke zpomalení průhybů dojde až po 180 dnech. Nárůst průhybu tím ale nebyl ukončen. Z grafu na obrázku 33 (graf znázorňující dlouhodobé průhyby při dlouhodobém zatížení desek z textilního betonu) je zřejmé, že všechny tři desky se ve výsledcích v celém zkoumaném průběhu průhybu v čase dobře shodují. I maximální průhyb 2,0 mm na konci zkoušky se mezi zkušebními tělesy výrazně neliší. Na průhyb má mít vliv dotvarování betonové matrice a typ výztuže (typ vláken a impregnace). Po ukončení dlouhodobého zatížení byly desky z textilního betonu dále přitěžovány, a to až do vzniku první trhliny. Průměrná hodnota napětí při vzniku trhliny se pohybovala okolo 7,5 MPa v tahu za ohybu [45].



Obrázek 33 – Graf znázorňující dlouhodobé průhyby při dlouhodobém zatížení desek z textilního betonu [50]

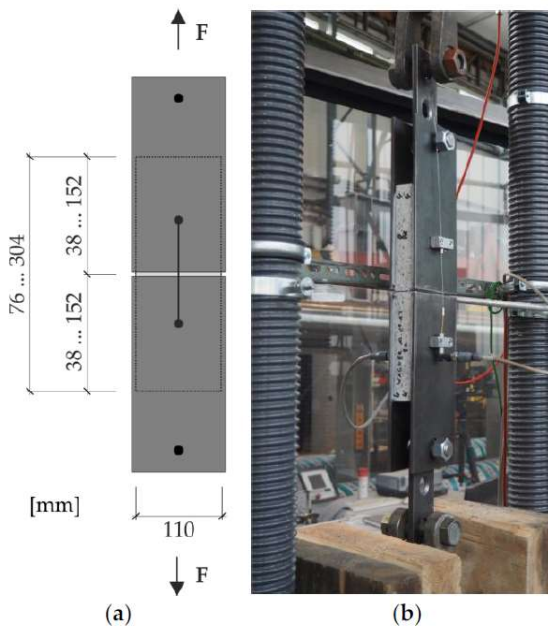
Odezva textilního betonu při dlouhodobém zatížení není v současnosti téměř vůbec prozkoumaná. Stále je velké množství otázek, které musí být zodpovězeny – chování masivnějších betonových průřezů při dlouhodobém zatížení, vliv výztuže (druhy vláken a impregnace) na odezvu prvku z textilního betonu při dlouhodobém zatížení, chování do vzniku trhliny a chování po vzniku trhliny, případně mez pevnosti při dlouhodobém zatížení, vliv soudržnosti textilní výztuž / betonová matrice a vlákno/vlákno ve výztuži při dlouhodobém zatížení atd. Všechny tyto aspekty musí být ověřeny reálnými zkouškami, aby bylo možné potvrdit výpočty.

3.6.8 Vlastnosti textilního betonu při dynamickém zatížení

Dynamické zatížení je speciální případ zatížení konstrukcí. Vyskytuje se hlavně u konstrukcí dopravních staveb (u mostů) a případně ve speciálních případech konstrukcí pozemních staveb (u konstrukcí vystavených působení strojů s rotujícími částmi). Ve zmíněných případech dynamického zatížení je použití textilního betonu jako konstrukčního materiálu podmíněno odolností proti dynamickým účinkům.

Aby konstrukční prvek odolával dynamickému zatížení, jsou důležité následující podmínky:

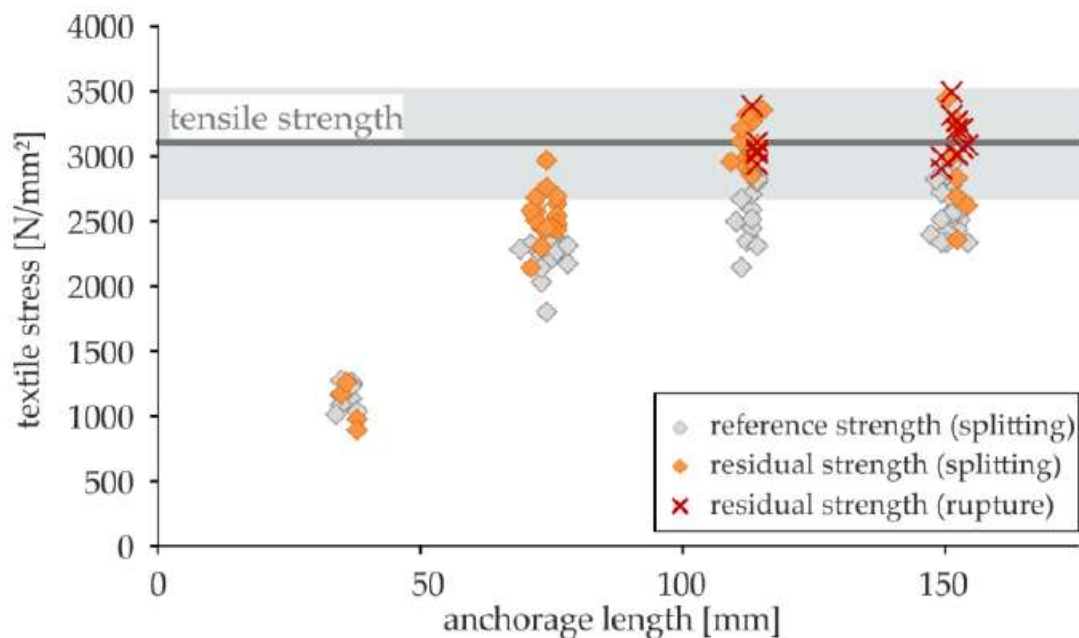
- dynamická odolnost betonové matrice,
- dynamická odolnost výztuže,
- dynamická odolnost spolupůsobení betonové matrice a výztuže.



Obrázek 34 – Uspořádání zkoušky pro ověření spolupůsobení soudržnosti textilní výztuže a betonové matrice [50]

Dynamická odolnost betonové matrice v tlaku je již ověřená četnými výsledky získanými při zkouškách na zkušebních tělesech z železového betonu. Dynamickou odolností spolupůsobení betonové matrice a výztuže se zabývá článek „*Bond Fatigue of TRC with epoxy impregnated carbon textile*“ [28]. Článek se věnuje chování spolupůsobení betonové matrice s textilní výztuží při cyklickém zatížení. Jako zkušební tělesa byly použity betonové desky s šířkou $b = 110$ mm a tloušťkou 30 mm se spárou uprostřed betonové desky. Délka zkušební desky byla variabilní z důvodu variabilních délek kotvení výztuže v betonové matrici. Tento typ zkušebního tělesa nebyl vybrán náhodou. Na stejných zkušebních tělesech byla provedena i statická zkouška pevnosti v soudržnosti, která byla popsána v kapitole 3.6.1. Co se týče

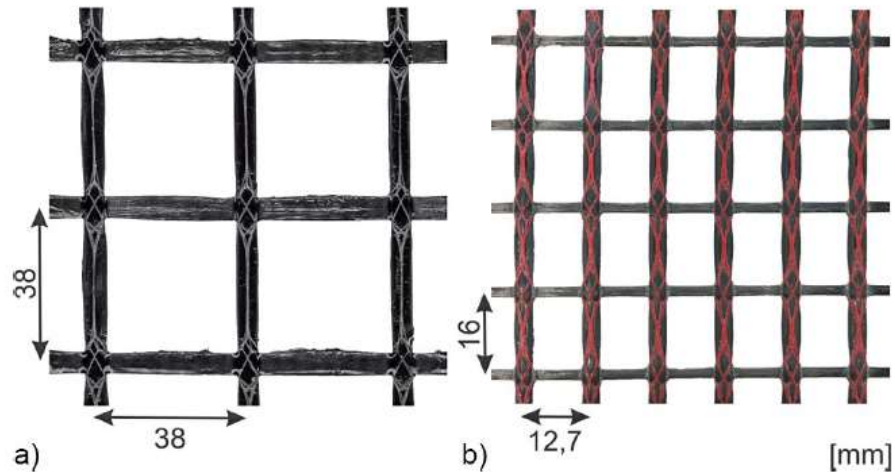
materiálových vlastností zkušebních desek, byly desky vybetonovány betonovou směsí o pevnosti v tlaku 127 MPa a v tahu za ohybu 12 MPa, při stáří betonové matrice 28 dní. Betonová směs byla navržena s maximálním zrnem kameniva 5 mm. Betonové desky jsou vyztuženy výztuží od firmy Solidian GRID Q95/95-CCE-38 (výztuží s průřezovou plochou v obou směrech 95 mm², impregnovanou epoxidem a se vzdáleností jednotlivých prutů v síti 38 mm). Pro každou zkoušku bylo vyrobeno minimálně 10 zkušebních těles. Cyklické zatížení zkušebních těles se řídilo průběhem grafu funkce sin(x) s frekvencí 12 Hz. Počet cyklů byl stanoven na 2×10^6 cyklů pro vzorek. Napětí při zkoušce bylo stanoveno pro každou kotevní délku výztuže v různých intervalech k referenční hodnotě napětí v soudržnosti – 30/90 % σ_{\max} , 30/95 % σ_{\max} , 50/70 % σ_{\max} , 50/85 % σ_{\max} , 50/90 % σ_{\max} . Po cyklickém zatížení byly betonové desky zatíženy obyčejnou statickou tahovou zkouškou, aby bylo možné zjistit zbytkovou pevnost. Zbytková pevnost textilní výztuže při kotevní délce více než 110 mm nabývala hodnot 100 % pevnosti v tahu textilní výztuže. Výsledky potvrzují, že soudržnost mezi betonovou maticí a textilní výztuží s impregnací má výborné vlastnosti i při dynamickém zatížení.



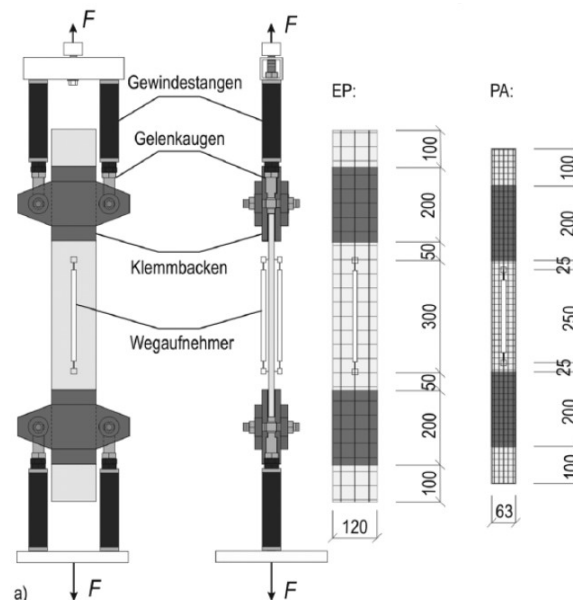
Obrázek 35 – Zbytková pevnost zkoušky „pull out“ na prutu [50]

Protože dynamická zkouška soudržnosti textilní výztuže a betonové matrice byla úspěšná, pokračovalo se s dalším typem zkoušek za účelem ověření dalších vlastností při dynamickém zatížení textilního betonu. Pro další zkoušky byly vybrány desky z textilního betonu s různými rozměry v závislosti na použité výztuži.

První zkušební vzorky byly vyztuženy s textilní výztuží Solidian GRID Q95/95-CCE-38 a měly rozměry 100 × 12 × 3 cm. Byly vybetonovány stejnou betonovou směsí jako v případě zkoušek v soudržnosti. Ze zkoušek na betonové matici byly zjištěny hodnoty pevnosti v tlaku 121 MPa a v tahu za ohybu 12 MPa po 28 dnech.



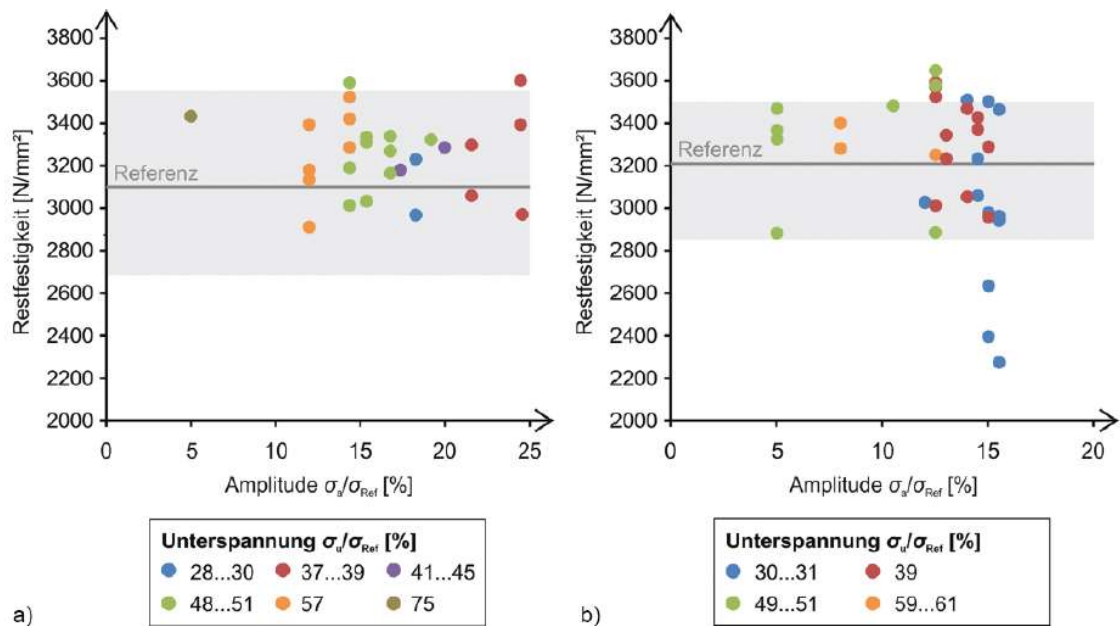
Obrázek 36 – a) textilní výztuž z uhlíkových vláken s epoxidovou impregnací, b) textilní výztuž z uhlíkových vláken s polyakrylovou impregnací [29]



Obrázek 37 – Uspořádání dynamické zkoušky [29]

Betonová směs měla maximální velikost zrna kameniva 5 mm. V druhém případě byla použita uhlíková výztuž s polyakrylovou impregnací SITgrid 040 od firmy Fraas GmbH. Pro tento typ výztuže byla zvolena betonová směs od firmy Pagel Spezial – Beton GmbH. Jedná se o jemnozrnnou betonovou směs s pevností v tlaku 90 MPa a v tahu za ohybu 7 MPa ve stáří 28 dnů. Betonové desky měly rozměry 100 × 6,3 × 3 cm. Uspořádání zkoušky (zatěžování v osovém tahu) zůstalo pro oba typy zkušebních těles identické jako v případě předchozích zkoušek pro ověření soudržnosti mezi textilní výztuží a betonovou matricí. Princip cyklického zatěžování zkušebních těles zůstal rovněž stejný – frekvence cyklického zatěžování 12 Hz a hraniční hodnota počtu zatěžovacích cyklů byla zachována na hodnotě 2×10^6 . Ale oproti předchozí zkoušce byla zkušební tělesa zatěžována jiným způsobem. Protože se jednalo o vůbec první dynamické zkoušky, byla odhadnuta spodní hodnota napětí 30 % vzhledem k referenční hodnotě napětí textilní výztuže v tahu. Hodnota napětí 30 % k referenční hodnotě napětí textilní výztuže se stanovila jako dolní mez

cyklického zatěžování. Horní mez cyklického zatěžování se rovnala dolní mezi pro cyklické zatěžování plus amplituda o hodnotě 21 % vzhledem k referenční hodnotě napětí v tahu textilní výztuže. Po vyhodnocení výsledků bylo konstatováno, že textilní beton má při dynamickém zatížení obecně dobré vlastnosti. V případě textilní výztuže od firmy Solidian dochází ke kolapsu výztuže z důvodu únavy při dlouhodobém překročení 80 % maximálního napětí textilní výztuže v tahu. U textilní výztuže od firmy Frass dochází ke kolapsu výztuže z důvodu únavy při dlouhodobém překročení 62 % maximálního napětí textilní výztuže v tahu. To jsou hodnoty, které by při návrhu pomocí bezpečnostních součinitelů dlouhodobě neměly nastat. Všechna zkušební tělesa, kterých během dynamické zkoušky nedošlo ke kolapsu, byla dále podrobena statické zkoušce v tahu, jejímž účelem bylo zjištění zbytkové pevnosti. Výsledky jsou znázorněny na obrázku 38. Je zřejmé, že i zbytková pevnost vykazuje dobré výsledky [29].



Obrázek 38 – Zbytková pevnost desek z textilního betonu po dynamickém/cyklickém zatížení [29]

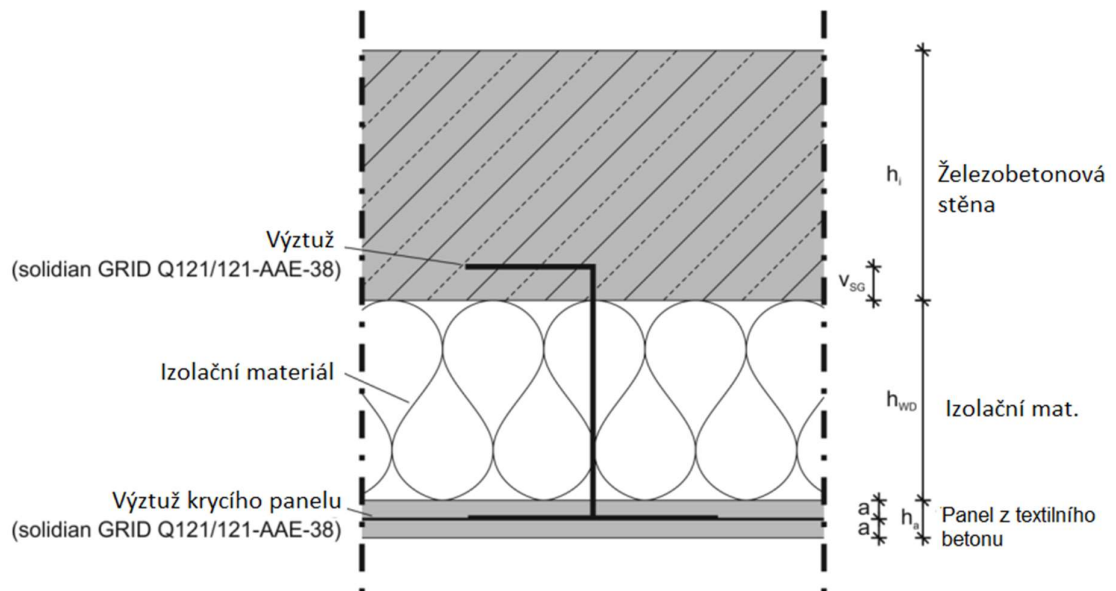
Vůbec první provedené dynamické zkoušky textilního betonu potvrzují jeho dobré chování. Ověřena byla soudržnost mezi betonovou maticí a textilní výztuží. Po cyklickém zatížení 2×10^6 cyklů s frekvencí 12 Hz nedošlo při správně zvolené kotevní délce k žádné změně v soudržnosti. Následující zkoušky tenkých betonových desek vyztužených textilní výztuží nastínily velmi dobré chování textilní výztuže při dynamickém zatížení. Tyto zkoušky byly provedeny pouze tahovým zatížením pro určité oblasti poměru maximální hodnoty napětí textilní výztuže v tahu. Stále je potřeba ověřit různé oblasti napětí s různými amplitudami, počtem kmitů atd. Dále pak je nutné ověřit jiné průřezy s jiným typem textilní výztuže, vliv vláknobetonu na dynamickou únosnost atd.

3.7 Realizované konstrukce z textilního betonu

Textilní beton je materiál, který se již běžně používá pro realizaci konstrukcí. V dalších dvou kapitolách budou zmíněny dva příklady použití textilního betonu v praxi.

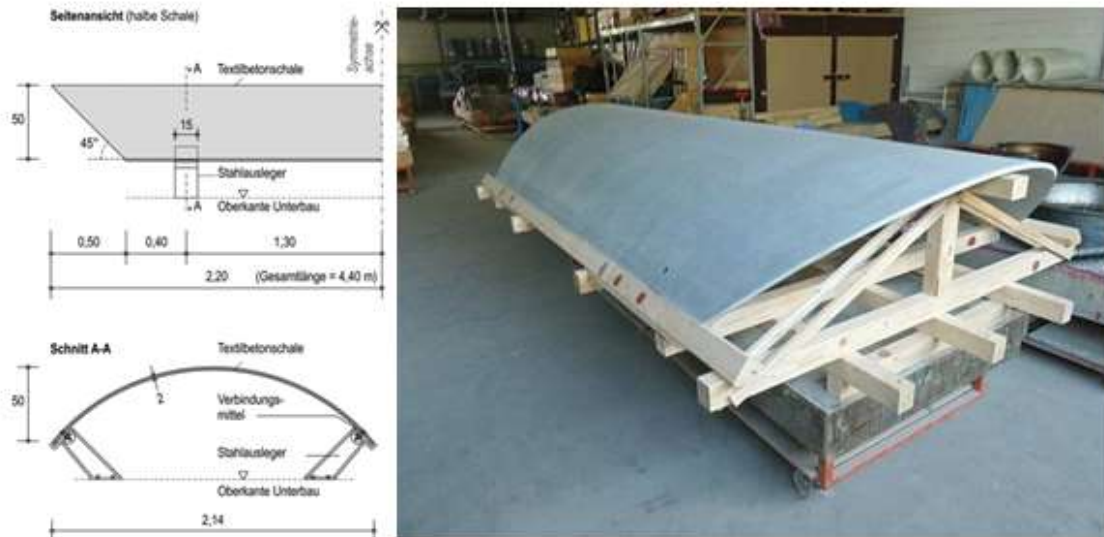
3.7.1 Pozemní stavitelství

Pro konstrukce pozemních staveb se textilní beton používá hlavně díky tomu, že umožňuje výrobu velmi subtilních prvků, a také díky odolnosti textilní výztuže proti vlivu vnějšího prostředí. Velké množství tenkostěnných panelů, které se v současnosti vyrábí, slouží hlavně jako fasádní systémy. Fasádní/stěnový systém od firmy Solidian je asi nejpokročilejším systémem na trhu a je schválen k použití pro veřejná stavební díla. Jedná se o sendvičovou konstrukci stěny, která je zároveň tepelně zaizolovaná a krytá tenkostěnným panelem z textilního betonu. Konstrukce stěny může být použita jako staticky nosná nebo nenosná. Stěna je vyrobená železového betonu. Ve stěně železového betonu se nachází ukotvená textilní výztuž ze skleněných vláken. Příklad sendvičové konstrukce je na obrázku 39. Po zakotvení výztuže probíhá textilní výztuž skrze izolační materiál do krycího panelu z textilního betonu. Tento typ spojení má obrovskou výhodu z hlediska tepelněizolačních požadavků. Sklo jako materiál je izolant, a tudíž nevede teplo. Spojení mezi tenkostěnným panelem z textilního betonu a železobetonovou stěnou je provedeno bez jakéhokoli tepelného mostu. Tepelný izolant je zakryt tenkostěnným panelem z textilního betonu o jedné vrstvě textilní výztuže. Celý takto vyrobený systém je prefabrikát a je možné pomocí něj sestavit nejrůznější typy budov i se všemi různými prostupy.



Obrázek 39 – Průřez sendvičového fasádního panelu z textilního betonu [32]

Díky odolnosti výztuže ze skleněných vláken je možné redukovat krytí výztuže až na 1,0 cm. Tím se ušetří velké množství betonové směsi. Zároveň zde oproti železovému betonu dochází k úspoře výztuže. Snížení hmotnosti vede k úspoře na transportu sendvičové konstrukce a na manipulaci s ní. Tento fasádní systém byl použit pro reálné konstrukce. Za zmínku stojí výstavba budovy „Eastsite VIII 2016“, „Eastsite XI 2017“ a „Eastsite XII“ v německém Manheimu.



Obrázek 40 – Skořepinová konstrukce: a) schéma, b) vyrobená skořepinová konstrukce [33]

Dalším příkladem použití textilního betonu v oboru pozemních staveb je výstavba skořepinových konstrukcí. Redukce krytí textilní výztuže, která je možná díky odolnosti textilní výztuže proti vlivu vnějšího prostředí, umožňuje výstavbu velmi tenkých skořepin. Díky kombinaci vysokopevnostní betonové matrice a textilní výztuže je možné oproti konstrukci ze železového betonu ušetřit 50 % betonové směsi. Jako příklad je uvedena konstrukce skořepiny pro zastřešení stojanů na kola. Konstrukčně

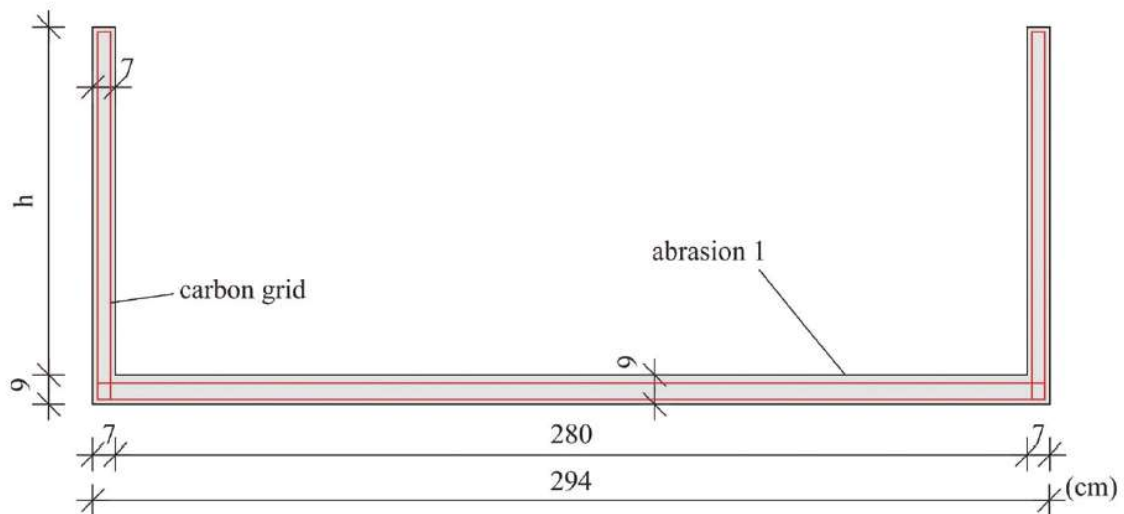


Obrázek 41 – Sendvičové fasádní panely [34]

se jedná o oblouk vyrobený z textilního betonu. Textilní výztuž je z uhlíkových vláken a je zabetonovaná ve vysokopevnostní betonové matrici. Při průřezu o tloušťce pouhých 2 cm překlene oblouk o rozpětí 2,14 m v příčném směru a 2,6 m v podélném směru. Výhodou je velmi nízká hmotnost a s tím spojený levnější transport a manipulace. Díky odolnosti textilní výztuže vůči vlivu vnějšího prostředí je životnost této konstrukce teoreticky delší než u konstrukce železobetonové.

3.7.2 Dopravní stavitelství

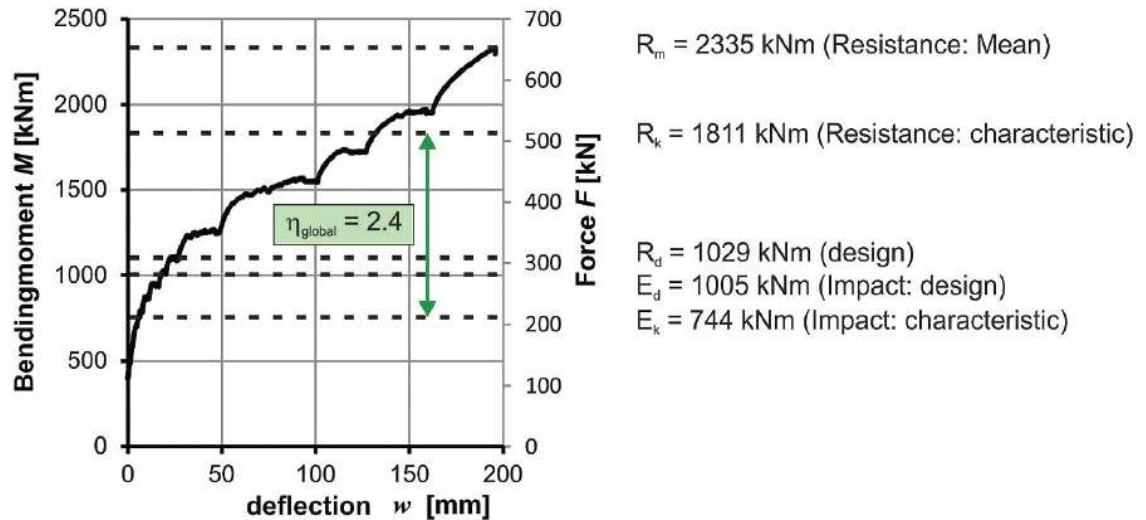
Jako první bude zmíněn projekt lávky z textilního betonu v německém městě Albstadt. Mostní lávka má rozpětí 15,5 m. Její průřez je ve tvaru písmena „U“ s variabilní výškou stěn průřezu v závislosti na průběhu momentu. Stěny průřezu v oblasti podpory mají výšku 55 cm a postupně s nárůstem momentu stoupají na výšku až 117 cm. Tloušťka betonové stěny je pouhých 7 cm. Tloušťka betonové desky je 9 cm. Šířka mostní lávky je 2,94 m a průchozí šířka 2,80 m. Celková hmotnost mostní lávky dosahuje 14 tun. Co se týče materiálových vlastností, byla mostní lávka vyrobena z textilní výztuže z uhlíkových vláken s epoxidovou impregnací. Jedná se o výztuž od firmy Solidian ve formě sítí s průřezovou plochou ve směru x a y $95 \text{ mm}^2/\text{m}$. Výztužná síť se skládá z jednotlivých prutů, které mají vzájemnou vzdálenost 38 mm. Výztuž má hodnotu modulu pružnosti 240 GPa. Její pevnost v tahu je 3215 MPa. Výztuž je za účelem zlepšení mechanických vlastností impregnovaná epoxidem. Jako betonová směs byla použita směs pevnostní třídy C70/85.



Obrázek 42 – Průřez mostní lávky v německém Albstadtu [35]

Aby bylo možné probetonovat textilní výztuž, byly zvoleny frakce kameniva s maximální velikostí zrna kameniva 5 mm. Výztuž je uložena v průřezu ve dvou vrstvách s krytím výztuže 1,5 cm. Výstavba mostní lávky probíhala ve výrobně prefabrikovaných konstrukcích. Byla vyrobena forma speciálně pro tento typ průřezu. Po úspěšné betonáži musela být lávka z důvodu chybějících norem textilního betonu zatížena jako model jedna ku jedné. Zatěžovací zkouška byla destruktivní s uspořádáním zkoušky ve čtyřbodovém ohybu. Zkouška potvrdila předpoklady

výpočtu a mostní lávka dosáhla maximálního momentu na mezi únosnosti 2335 kNm. Celkový součinitel bezpečnosti byl vyčíslen s hodnotou 2,4 (viz obrázek 43). Výsledky zkoušky předčily výpočetní předpoklady. Po úspěšném provedení destrukční zkoušky se přikročilo k výrobě druhé lávky, která nakonec byla uložena na místo ve městě Albstadt jako spojení jednotlivých městských částí. Protože mostní lávka je vyrobena z textilní výztuže odolné vůči vlivům vnějšího prostředí, nemá žádnou izolaci. Povrch mostní konstrukce je pouze vybetonován s požadavkem na hrubý povrch pochozí části.



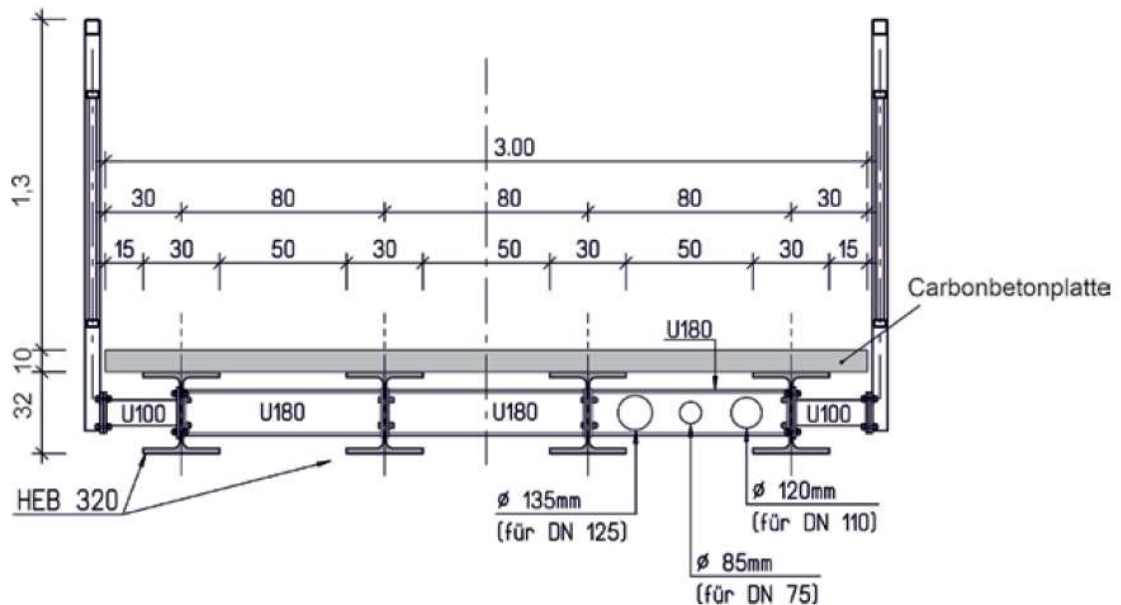
Obrázek 43 – Výsledek zkoušky ve čtyřbodovém ohybu mostní lávky [35]



Obrázek 44 – Lávka z textilního betonu v provozu

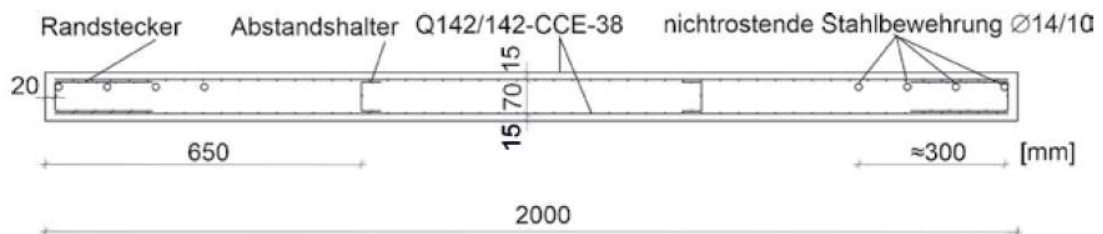
Dalším příkladem použití textilního betonu je spřažená mostní konstrukce. Jedná se o spřažení ocele s panely z textilního betonu. Mostní lávka má rozpětí 13,60 m a křížuje říčku Acher v německém městě Ottenhoefen. Celková průjezdná šířka mostní konstrukce je 3,0 m. Mostní konstrukce se rozděluje na dva hlavní nosné prvky. V podélném směru pro tahově namáhanou část spřažené konstrukce je hlavním nosným prvkem čtveřice nosníků HEB320 v osové vzdálenosti 80 cm. Nosníky HEB320 jsou příčně pospojovány čtyřmi příčníky U180. V příčném směru jako tlačení prvek spřažené konstrukce jsou hlavní desky z textilního betonu, které zároveň přenášejí síly od dopravy do spřažené konstrukce. Každá deska má rozměr 2 × 3 m a tloušťku 10 cm, tak aby se s ní snadno manipulovalo.

Jako výztuž desek byla vybrána výztuž ve formě sítě od firmy Solidian a v krajních částech průřezu příčně k rozpětí mostní konstrukce čtveřice prutů z nerezové oceli s průměrem 14 mm. Na obrázku 45 je znázorněn příčný řez desky z textilního betonu s výztuží. Textilní výztuž se vyrábí z uhlíkových vláken s impregnačním epoxidem. Plocha výztuže se rovná $142 \text{ mm}^2/\text{m}$ v obou směrech sítě. Vzájemná vzdálenost textilních prutů v síti činí 38 mm v obou směrech. Jako betonová směs byla zvolena směs o pevnostní třídě C50/60. Požadavky z hlediska stupně třídy prostředí musely být zohledněny, pouze pokud jde o vliv mechanického zatížení (obrus) XM1 a odolnost vůči mrazu XF4. Maximální velikost zrna kameniva byla vzhledem k zajištění probetonování desky stanovena na 8 mm. Jako spřáhovací prvek bylo zvoleno osm nerezových kotev M20 s délkou 70 mm pro každou desku.



Obrázek 45 – Průřez mostní konstrukce v německém Ottenhoefenu [36]

Do desky byly zabetonovány nerezové kotvy. Propojení mezi nosníky a zabetonovanými kotvami bylo zajištěno díky navařenému plechu ze strany horní pásnice ocelového nosníku HEB320. Nerezové kotvy byly upevněny šroubovým spojem na navařený plech na HEB320. Výstavba lávky probíhala jako montáž. Nejdříve byly smontovány ocelové nosníky s nadvýšením 10 cm uprostřed rozpětí. Poté byly montovány desky z textilního betonu, které byly vyrobeny jako prefabrikované.



Obrázek 46 – Průřez desky z textilního betonu s textilní a nerezovou výztuží [36]



4 Experimentální část disertační práce

V experimentální části disertační práce budou představeny materiály pro zkoušky, provedené zkoušky a z nich vyplývající výsledky pro řešení cílů disertační práce.

4.1 Použité materiály zkušebních těles

V úvodu experimentální části disertační práce budou detailně představeny všechny materiály, které byly použity pro výrobu zkušebních těles. Pro výrobu zkušebních těles bylo potřeba dvou betonových směsí a jedné vláknobetonové směsi. Jako výztuž byla použita výztuž textilní ze skleněných a uhlíkových vláken s impregnací epoxidem. V následující podkapitole budou všechny materiály představeny.

4.1.1 Popis betonových směsí pro zkušební tělesa

Jak již bylo zmíněno v teoretické části disertační práce, návrh betonové směsi pro prvky z textilního betonu je omezen maximální velikostí zrna kameniva. Toto omezení je nezbytné, aby bylo zaručeno dokonalé probetonování. Vzhledem ke zvolené výztuži byla maximální velikost zrna kameniva stanovena na 4 mm. Receptury pro normální betonovou, vysokopevnostní betonovou a vláknobetonovou směs byly zvolené podle dostupnosti materiálů z laboratoře Experimentálního centra Fakulty stavební ČVUT.

První typ betonové směsi byl navržen s cílem získat běžný beton pevnostní třídy okolo $f_{ck} = 30$ MPa. Pro betonovou směs byl použit portlandský cement CEM I 42,5R z cementárny Radotín, který splňuje normu ČSN EN 197-1. Dále byl použit štěrk o frakci 0–4 mm. Jako příměsi byla do betonové směsi zamíchána mikrosilika, která zlepšují zpracovatelnost a snižují mezerovitost ztvrdlého betonu. Pro lepší zpracování betonové směsi byl ještě přidán plastifikátor – polykarboxilát splňující normu EN 934-2. U všech složek betonové směsi byla změřena a při návrhu zohledněna objemová hmotnost. Před provedením samotné větší betonáže bylo vyrobeno malé množství betonové směsi za účelem ověření konzistence zkouškou rozlitím dle ČSN EN 12350-5. Zkouška rozlitím potvrdila předpoklad návrhu betonové směsi a po měření ve dvou na sobě kolmých směrech bylo dosaženo hodnoty 520 a 525 mm. To dle normy odpovídá stupni rozlití F4 (směs velmi měkká). Tato směs je vhodná pro probetonování textilní výztuže s nejmenší velikostí rastru textilní sítě v obou směrech 25 mm. Poté byla zahájena samotná výroba betonové směsi. Nejdříve byly všechny složky betonové směsi přesně zváženy na váze, aby byla dodržena receptura dle tabulky 2. Jako míchačka pro zamíchání betonové směsi byla použita míchačka s nuceným oběhem z laboratoře Experimentálního centra Fakulty stavební ČVUT. Všechny prvky byly úspěšně vybetonovány a zhutněny.

Receptura – jednotlivé složky	Typ	Hmotnost jednotlivých složek betonové směsi v 1 m ³ (kg/m ³)
Cement	CEM I – 42,5R portlandský	250
Voda	Pitná	125
Štěrk 0–4 mm		1566
Mikrosilika		80
Plastifikátor	Stachema 2483	2

Tabulka 2 – Betonová směs číslo 1



Druhou návrhovou směsí je směs, která má nabývat hodnot vysokopevnostního betonu s pevností vyšší než pevnostní třída betonu C50/60. Na základě podkladů a zkušeností od pana doc. Ing. Fládra byla směs poupravena, tak aby dosahovala hodnoty pevnosti v tlaku minimálně $f_{ck} = 70$ MPa. Navrhovaná betonová směs obsahuje cement CEM I 42,5 R (portlandský cement) s hmotností 650 kg na 1 m³ betonové směsi. Hmotnost cementu je oproti běžným betonovým směsím výrazně vyšší, aby bylo dosaženo vysokých pevností. Dále bylo do směsi přidáno čedičové kamenivo s hmotností 1566 kg z pražského lomu na Zbraslavi, mikrosilika s hmotností 80 kg a plastifikátor Stachema 2483 s hmotností 9 kg na 1 m³. Množství plastifikátoru vzhledem k zastoupenému cementu v betonové směsi je na nejvyšší hranici doporučené výrobcem – 1,4 %. Vysoký obsah plastifikátoru musel být zvolen proto, aby byla zaručena zpracovatelná konzistence betonové směsi. Stejně jako v případě předchozí betonové směsi bylo před prováděním větší betonáže nejprve vyrobeno menší množství betonové směsi a provedena zkouška rozlitím. Po provedení zkoušky rozlitím dle ČSN EN 12350-5 byly naměřeny hodnoty na sobě kolmých směrech 490 a 495 mm. Dle zmíněné normy je zaříděná konzistence třídy F4 (směs velmi měkká) na hranici s konzistencí S3 (směs měkká). I tato směs je vhodná pro probetonování textilní výztuže s nejmenší velikostí rastru textilní sítě v obou směrech 25 mm. Navrhovaná směs číslo dvě splnila předpoklady pro betonáž a byla použita pro betonování zkušebních těles.

Receptura – jednotlivé složky	Typ	Hmotnost jednotlivých složek betonové směsi v 1 m ³ (kg/m ³)
Cement	CEM I – 42,5R portlandský	650
Voda	Pitná	195
Čedičové kamenivo 0–4 mm z lomu Zbraslav		1566
Mikrosilika		80
Plastifikátor	Stachema 2483	9

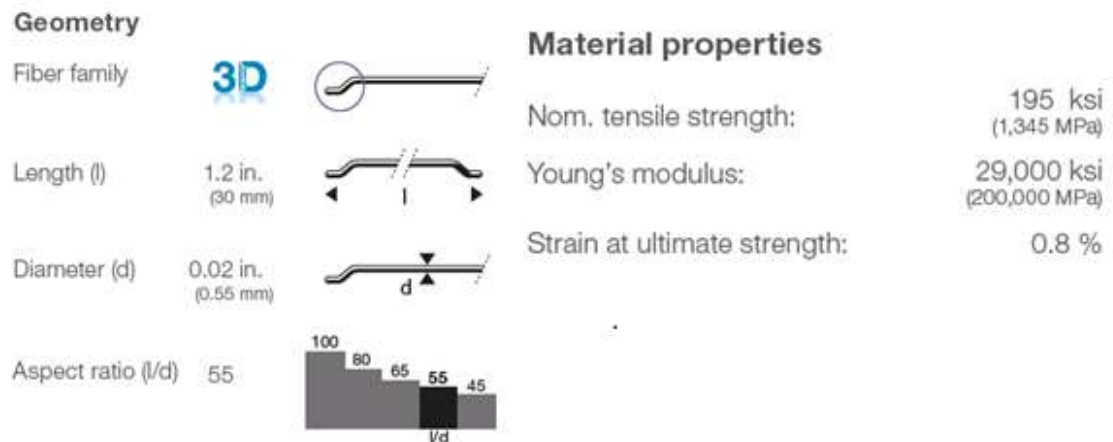
Tabulka 3 – Betonová směs číslo 2

Betonovou směsí číslo tři je směs, která byla navržena pouze pro dynamické zatěžování zkušebních těles z textilního betonu. Cílem při návrhu třetí betonové směsi bylo dosáhnout pevnosti okolo hodnoty $f_{ck} = 110$ MPa a zvýšit duktilitu z důvodu dynamického zatěžování. Proto bylo rozhodnuto navrhnout vláknobetonovou směs s využitím receptury betonové směsi číslo 2. Betonová směs byla doplněna o ocelová vlákna Dramix 3d 55/30 BG s hmotností 50 kg na 1 m³ betonové směsi. Drátky mají délku 30 mm a průměr 0,55 mm. Další vlastnosti ocelových vláken jsou popsány na obrázku číslo 47. Přidáním drátků se hmotnostní zastoupení čedičového kameniva v betonové směsi redukovalo jen minimálně. Tak jako v případě obou předchozích směsí byla provedena zkouška konzistence vláknobetonové směsi. V případě vláknobetonu byla ale provedena zkouška konzistence sednutím kužele podle ČSN P 73 2451 (732451). Po provedení zkoušky podle zmíněné normy bylo po oddělení formy od čerstvé betonové směsi naměřena hodnota sednutí 130 mm. To odpovídá konzistenci S3 (směs měkká). Směs vykazovala dobrou konzistenci. Bylo rozhodnuto ji využít pro dynamické zkoušky. Po namíchání většího množství směsi míchačkou s nuceným oběhem bylo rozložení ocelových drátků ve směsi rovnoměrné. Směs byla

použita pro betonáž zkušebních těles z výztuží o velikosti rastru textilní sítě v obou směrech 25 mm.

Receptura – jednotlivé složky	Typ	Hmotnost jednotlivých složek betonové směsi v 1 m ³ (kg/m ³)
Cement	CEM I – 42,5R portlandský	650
Voda	Pitná	195
Čedičové kamenivo 0–4 mm z lomu Zbraslav		1540
Mikrosilika		80
Plastifikátor	Stachema 2483 (polykarboxilát)	27
Drátky	Dramix 3D 55/30 BG	50

Tabulka 4 – Betonová směs číslo 3



Obrázek 47 – Vlastnosti drátků v betonové směsi dle výrobce [51]

4.1.2 Zkoušky vybraných mechanických vlastností betonových směsí

Pro všechny tři představené betonové směsi byla vybetonována zkušební tělesa pro ověření pevnostních vlastností ztvrdlého betonu. Byly zkoumány pevnosti v tlaku, tahu za ohybu a u některých i pevnost v příčném tahu. Pro zjištění pevnosti v tlaku byly zvoleny krychle s rozměry 150 × 150 × 150 mm dle normy EN 12390-3. Betonové krychle byly 28 dní uskladněny ve vodní lázni. Po 28 dnech byly z vodní lázně vyndány a před provedením samotné zkoušky v tlaku byly ještě změřeny a zváženy.

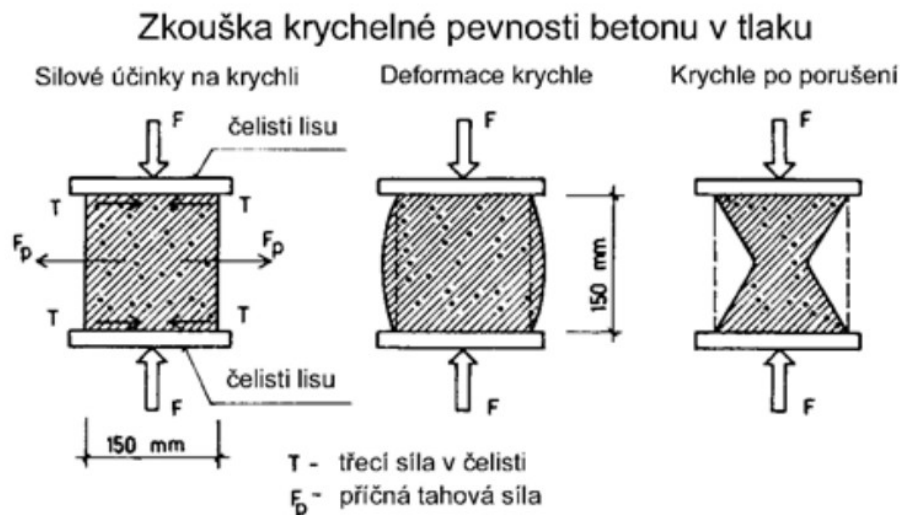
Zkoušky v tlaku byly provedeny na hydraulickém lisu v laboratoři Experimentálního centra Fakulty stavební ČVUT. Po vložení krychlí do stroje a nastavení stroje začaly být krychle rovnoměrně zatěžovány rychlostí 0,5 MPa/s až do jejich porušení. Zkouška byla provedena 26. 6. 2017. Vyhodnocení maximální hodnoty napětí v tlaku ztvrdlého betonu se vyčíslí podle následujícího vzorce:

$$f_c = \frac{F}{A} \quad (40)$$

kde f_c – pevnost v tlaku (MPa)

F – maximální tlaková síla na mezi porušení

A – betonový průřez zkoušené krychle (mm^2)



Obrázek 48 – Grafické znázornění zkoušky v tlaku [43]

Pro další vyhodnocení výsledků a výpočty prvků z textilního betonu musí být získané výsledky vyhodnoceny dle ČSN EN 1990 Příloha D. Tato norma vychází z normálního rozdělení pravděpodobnosti a na základě jejího výpočtu se získá charakteristická hodnota pevnosti v tlaku $f_{ck, is}$:

$$f_{ck, is} = f_{m(n), is} * (1 - k_n V_x) \quad (41)$$

kde $f_{ck, is}$ – charakteristická hodnota pevnosti v tlaku (MPa)

$f_{m(n), is}$ – aritmetický průměr hodnot pevností v tlaku (MPa)

k_n – koeficient rozšíření (-), hodnota dle tabulky v ČSN EN 1990 Příloha D

V_x – variační koeficient (-), $V_x = \frac{S_x}{m_x}$

m_x – aritmetický průměr

S_x – výběrová směrodatná odchylka, $S_x = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - m_x)^2}$



V následujících tabulkách jsou vyhodnoceny charakteristické pevnosti v tlaku pro každou betonovou směs (1, 2 a 3), která byla použita pro zkušební tělesa. Všechny výpočty jsou provedeny již podle představených vzorců:

Betonová směs číslo 1 – charakteristická hodnota pevnosti v tlaku								
Krychle	Rozměry [mm]	Průřez A [mm ²]	Max. síla [kN]	Napětí v tlaku [MPa]	$f_{m(n),is}$ [MPa]	S_x	V_x	$f_{ck,is}$ [MPa]
1	149,1 × 150 × 150	22365	800,0	35,770	37,494	1,883	0,05 02	33,936
2	150,5 × 150 × 150	22575	840,0	37,209				
3	150,2 × 150 × 150	22530	890,0	39,503				

Tabulka 5 – Betonová směs číslo 1 (pevnost v tlaku)

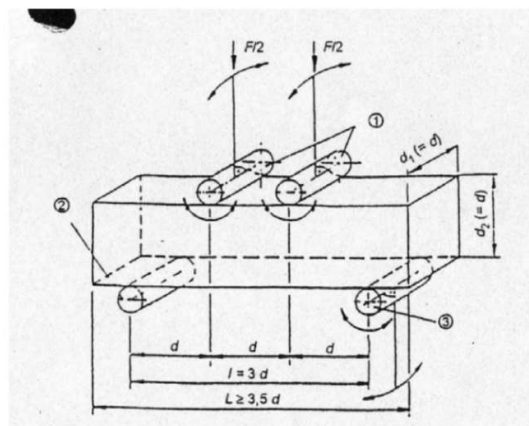
Betonová směs číslo 2 – charakteristická hodnota pevnosti v tlaku								
Krychle	Rozměry [mm]	Průřez A [mm ²]	Max. síla [kN]	Napětí v tlaku [MPa]	$f_{m(n),is}$ [MPa]	S_x	V_x	$f_{ck,is}$ [MPa]
1	150,5 × 150 × 150	22575	1900,0	84,164	83,975	7,456	0,0888	71,23
2	150 × 150 × 150	22500	2010,0	89,333				
3	149,7 × 150 × 150	22455	2040,0	90,848				
4	149,8 × 150 × 150	22470	2000,0	89,008				
5	150,1 × 150 × 150	22515	2120,0	94,159				
6	150,2 × 150 × 150	22530	2120,0	94,097				
7	150,5 × 150 × 150	22575	1790,0	79,291				
8	140,9 × 150 × 150	22485	1835,0	81,610				
9	150 × 150 × 150	22500	1840,0	81,778				
10	150,2 × 150 × 150	22530	1685,0	74,789				
11	150,3 × 150 × 150	22545	1665,0	73,852				
12	149,8 × 150 × 150	22470	1680,0	74,766				

Tabulka 6 – Betonová směs číslo 2 (pevnost v tlaku)

Betonová směs číslo 3 – charakteristická hodnota pevnosti v tlaku								
Krychle	Rozměry [mm]	Průřez A [mm ²]	Max. síla [kN]	Napětí v tlaku [MPa]	$f_{m(n),is}$ [MPa]	S_x	V_x	$f_{ck,is}$ [MPa]
1	150,5 × 150 × 150	22575	2650,0	117,386	117,22	1,664	0,0142	114,08
2	150,1 × 150 × 150	22515	2600,0	115,479				
3	150,4 × 150 × 150	22560	2680,0	118,794				

Tabulka 7 – Betonová směs číslo 3 (pevnost v tlaku)

Návrhové směsi pro textilní beton byly podrobeny i zkoušce v tahu za ohybu. Konkrétně se jednalo o čtyřbodový ohyb podle ČSN EN 12390-5. Pro ohybové zkoušky byly vybetonovány nevyztužené trávce s rozměry 10 × 10 × 40 cm. Uspořádání zkoušky je závislé na velikosti zkušebního tělesa. Uspořádání na obrázku 49 odpovídá uspořádání zkoušky pro trámec 10 × 10 × 40 cm, kdy je rozpětí mezi podporami rovno 30 cm a síly jsou ve vzdálenosti 10 cm vždy ve třetině rozpětí. Po dosažení pevnosti 28 dní byly betonové trávce připraveny ke zkoušce v tahu za ohybu.



Obr. 1 Uspořádání zatěžování zkušebního tělesa (zatěžování dvěma břemeny) 1) zatěžovací válečky (otočné a výkyvné), 2) podpěrný váleček, 3) podpěrný váleček (otočný a výkyvný)

Obrázek 49 – Uspořádání zkoušky ve čtyřbodovém ohybu podle ČSN EN 12390-5 [43]

Před uložením do hydraulického lisu byla všechna zkušební tělesa změřena a zvážena. Poté byla zahájena zkouška. Rychlost zatěžování byla nastavena na 0,5 MPa/s. Číselně se napětí v tahu za ohybu během zkoušky vyjádří následujícím vzorcem:

$$f_{cf} = \frac{F \cdot L}{a_1 a_2^2} \quad (42)$$

kde f_{cf} – pevnost v tahu za ohybu (MPa)

F – maximální síla při zkoušce ve čtyřbodovém ohybu (N)



d_1 – šířka průřezu trámce (mm)

d_2 – výška průřezu trámce (mm)

Vzhledem k nákladnosti výroby betonových trámců byly pro každou betonovou směs vybetonovány pouze tři trámce, které poté byly podrobeny zkoušce. Stejně jako v případě vyhodnocení pevnosti v tlaku byla hodnota charakteristické pevnosti v tahu za ohybu vyhodnocena dle ČSN EN 1990 Příloha D. Zkoušky v tahu za ohybu betonových směsí 1, 2 a 3 vykazují následující hodnoty:

Betonová směs číslo 1 – charakteristická hodnota pevnosti v tahu za ohybu										
Trámec 10 × 10 × 40 cm	Šířka průřezu [mm]	Výška průřezu [mm]	Průřezový modul [mm ³]	Max. síla [kN]	Max. moment [kNm]	Napětí v tahu za ohybu [MPa]	$f_{m(n),is}$ [MPa]	S_x	V_x	$f_{cf,is}$ [MPa]
1	100	99,9	166 333,5	11,462	0,573	3,445	3,392	0,067	0,0196	3,266
2	100	100,3	167 668,2	11,125	0,556	3,318				
3	100	99,9	166 333,5	11,357	0,568	3,414				

Tabulka 8 – Betonová směs číslo 1 (pevnost v tahu za ohybu)

Betonová směs číslo 2 – charakteristická hodnota pevnosti v tahu za ohybu										
Trámec 10 × 10 × 40 cm	Šířka průřezu [mm]	Výška průřezu [mm]	Průřezový modul [mm ³]	Max. síla [kN]	Max. mome nt [kNm]	Napětí v tahu za ohybu [MPa]	$f_{m(n),is}$ [MPa]	S_x	V_x	$f_{cf,is}$ [MPa]
1	100	99,87	166 233,6	18,079	0,904	5,438	5,431	0,08	0,0148	5,281
2	100	99,9	166 333,5	17,990	0,900	5,408				
3	100	100,5	168 337,5	18,350	0,918	5,450				

Tabulka 9 – Betonová směs číslo 2 (pevnost v tahu za ohybu)

Betonová směs číslo 3 – charakteristická hodnota pevnosti v tahu za ohybu										
Trámec 10 × 10 × 40 cm	Šířka průřezu [mm]	Výška průřezu [mm]	Průřezový modul [mm ³]	Max. síla [kN]	Max. moment [kNm]	Napětí v tahu za ohybu [MPa]	$f_{m(n),is}$ [MPa]	S_x	V_x	$f_{cf,is}$ [MPa]
1	100	100,2	167334	65,915	3,296	19,696	18,796	1,339	0,0713	16,265
2	100	100,4	168002,7	65,308	3,265	19,437				
3	100	99,8	166000,7	57,294	2,865	17,257				

Tabulka 10 – Betonová směs číslo 3 (pevnost v tahu za ohybu)

Poslední zkouškou ztvrdlého betonu byla zkouška pevnosti v příčném tahu dle normy EN 12390-6. Tato zkouška je založená na vyvození napětí v tahu nepřímo tlakovou silou. Pro tento typ zkoušky se používají krychle, válce atd. Při zkouškách v rámci disertační práce byly využívány krychle o hraně 150 mm. Zkoušky byly provedeny po 28 dnech, kdy byla zkušební tělesa uložena ve vodní lázni. Před provedením zkoušky byly všechny krychle změřeny a zváženy. Poté byly podrobeny zkoušce v příčném tahu.

Zkoušce v příčném tahu byly podrobeny betonové trávce ze směsi číslo 2 a 3. Napětí v příčném tahu ze zkoušky se vyhodnotí následujícím vzorcem:

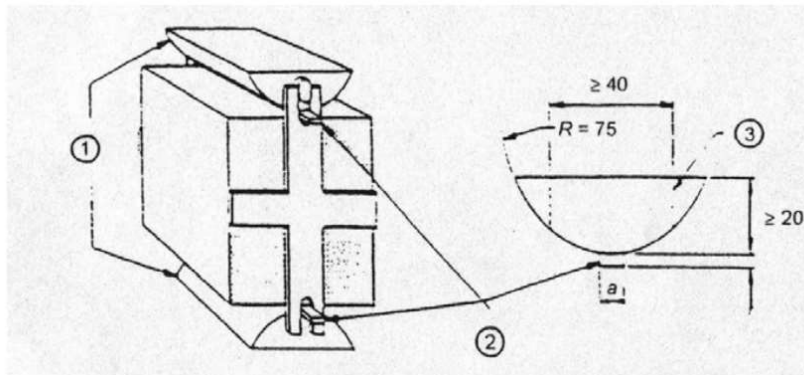
$$f_{ct} = \frac{2F}{\pi * L * d} \quad (43)$$

kde f_{ct} – pevnost v příčném tahu (MPa)

F – maximální síla při zkoušce v příčném tahu (N)

d – šířka průřezu trávce (mm)

L – délka dotykové přímky tělesa (mm)



Obr. 2 Válcový zatěžovací segment

- 1) ocelový válcový zatěžovací segment,
- 2) roznášecí proužek z dřevovláknité desky,
- 3) válcový segment může být odříznut

Obrázek 50 – Uspořádání zkoušky v příčném tahu dle EN 12390-6 [43]

Charakteristické hodnoty pevnosti v příčném tahu jsou vyhodnoceny v následující tabulce:

Betonová směs číslo 2 – charakteristická hodnota pevnosti v příčném tahu								
Krychle	Šířka podstavy [mm]	Délka podstavy [mm]	Max. síla [kN]	Napětí v příčné m tahu [MPa]	$f_{m(n),is}$ [MPa]	S_x	V_x	$f_{ctf,is}$ [MPa]
1	150	151,4	163,0	4,569	4,692	0,447	0,0953	3,847
2	150	149,7	183,0	5,188				
3	150	151,3	154,0	4,320				

Tabulka 11 – Betonová směs číslo 2 (pevnost v příčném tahu)



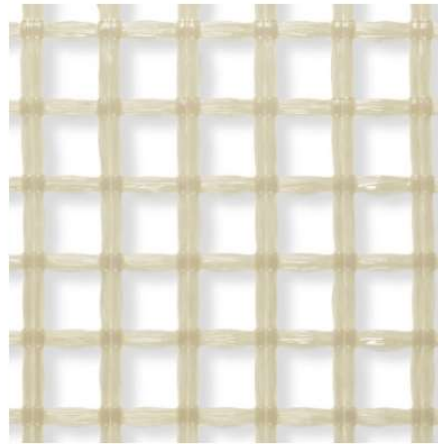
Betonová směs číslo 3 – charakteristická hodnota pevnosti v příčném tahu								
Krychle	Šířka podstavky [mm]	Délka podstavky [mm]	Max. síla [kN]	Napětí v příčném tahu [MPa]	$f_{m(n),is}$ [MPa]	S_x	V_x	$f_{ctf,is}$ [MPa]
1	150	156,2	348,0	9,456	10,168	0,904	0,0889	8,459
2	150	150,6	350,0	9,864				
3	150	151,4	399,0	11,185				

Tabulka 12 – Betonová směs číslo 3 (pevnost v příčném tahu)

Pro každou navrženou betonovou směs byly vyčísleny charakteristické a střední hodnoty v tlaku, v tahu za ohybu a u betonové směsi 2 a 3 i v příčném tahu. Navržená směs 1 dosahuje charakteristické hodnoty v tlaku $f_{ck} = 33,936$ MPa a v tahu za ohybu $f_{cfk} = 3,266$ MPa. Betonová směs číslo 2 vykazuje charakteristické hodnoty v tlaku $f_{ck} = 71,23$ MPa, v tahu za ohybu $f_{cfk} = 5,281$ MPa a v příčném tahu $f_{ctk} = 3,847$ MPa. Navrhovaná směs číslo 3 vykazuje charakteristické hodnoty v tlaku $f_{ck} = 114,08$ MPa, v tahu za ohybu $f_{cfk} = 16,265$ MPa a v příčném tahu $f_{ctk} = 8,459$ MPa. Předpokládané navržené pevnosti byly potvrzeny provedením zkoušek pro vlastnosti ztvrdlého betonu. Nyní je možné s využitím představených betonových směsí přistoupit k betonáži zkušebních těles.

4.1.3 Skleněná výztuž pro vyztužení zkušebních těles

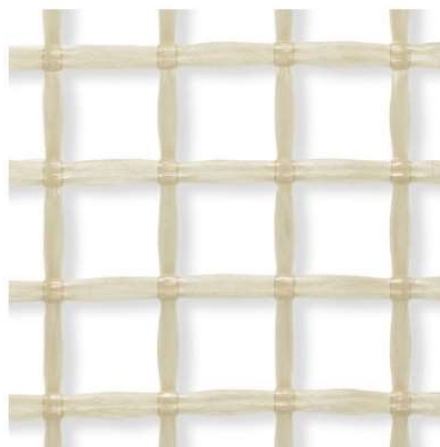
V předchozích kapitolách experimentální části disertační práce byly představeny betonové směsi včetně jejich vybraných mechanických vlastností. Nyní budou představeny všechny typy výztuže. Nejprve to bude textilní výztuž ze skleněných vláken s epoxidovou impregnací ve formě výztužné sítě. Pro zkušební tělesa byly vybrány dva typy textilní výztuže ve formě sítě ze skleněných vláken o dvou různých průřezových plochách jednotlivých prutů. První typ textilní výztuže ze skleněných vláken je výztuž od firmy Solidian GRID Q97/97-AAE-38. Podle označení se jedná o výztuž s průřezovou plochou $95 \text{ mm}^2/\text{m}$ v obou směrech výztužné sítě. Průřez jednoho multivlákná v síti je $3,69 \text{ mm}^2$ a má tvar elipsy. Jednotlivé pruty (multivlákná) v obou směrech sítě mají vzájemnou osovou vzdálenost 38 mm. Vzhledem k jejich pevnostním charakteristikám je udávána charakteristická hodnota meze přetržení v tahu multivlákná $f_{tk} = 1100$ MPa v obou směrech výztužné sítě. Střední hodnoty vykazují hodnoty v podélném směru 1550 MPa v tahu a v příčném směru 1450 MPa v tahu. Modul pružnosti se pohybuje okolo 72 GPa v tahu. Průběh pracovního diagramu textilní výztuže, znázorněný na obrázku 53, je lineární až do meze porušení. Vlastnosti udávané výrobcem jsou představeny na obrázku 51.



Fasermaterial	AR-Glas	
Tränkungsmaterial	Epoxidharz	
Achsabstand Strang	Längs [mm]	25
	Quer [mm]	25
Faserquerschnittsfläche (Strang)	Längs [mm ²]	3,69
	Quer [mm ²]	3,69
Faserquerschnittsfläche (Textil)	Längs [mm ² /m]	145
	Quer [mm ² /m]	145
Bruchspannung (Mittelwert)	Längs [N/mm ²]	1500
	min [N/mm ²]	1300
	max [N/mm ²]	1650
	Quer [N/mm ²]	1500
	min [N/mm ²]	1350
	max [N/mm ²]	1750
Bruchspannung (Charakteristischer Wert)	Längs [N/mm ²]	1100
	Quer [N/mm ²]	1100

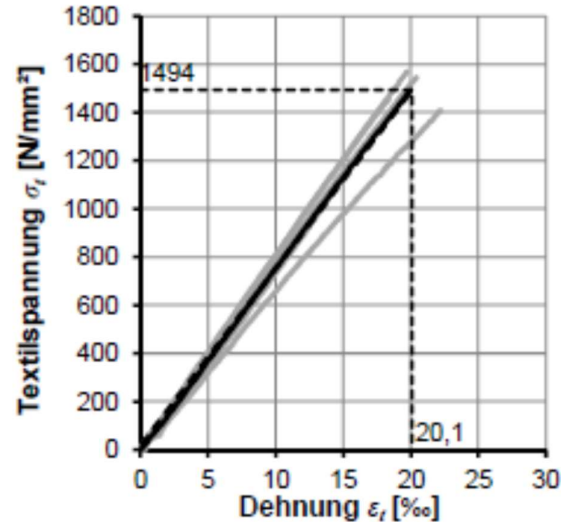
Obrázek 51 – Vlastnosti textilní výztuže ze skleněných vláken Solidian GRID Q145/145-AAE-25 [52]

Druhým typem výztuže je rovněž výztuž od firmy Solidian s označením GRID 145/145-AAE-25. Jedná se o výztužnou síť, která se skládá z jednotlivých multivláken (prutů) o stejných materiálových vlastnostech jako v předchozím případě. Rozdíl oproti předchozí výztuži je ve vzdálenosti jednotlivých prutů v síti. Jejich vzdálenost je osově 25 mm. Snížením osové vzdálenosti se zvýší průřezová plocha výztužné sítě na 145 mm²/m v obou směrech (v podélném i příčném). Vlastnosti výztuže ze skleněných vláken jsou znázorněny na obrázku 52.



Fasermaterial	AR-Glas	
Tränkungsmaterial	Epoxidharz	
Achsabstand Strang	Längs [mm]	38
	Quer [mm]	38
Faserquerschnittsfläche (Strang)	Längs [mm ²]	3,69
	Quer [mm ²]	3,69
Faserquerschnittsfläche (Textil)	Längs [mm ² /m]	97
	Quer [mm ² /m]	97
Bruchspannung (Mittelwert)	Längs [N/mm ²]	1550
	min [N/mm ²]	1500
	max [N/mm ²]	1600
	Quer [N/mm ²]	1450
	min [N/mm ²]	1400
	max [N/mm ²]	1500
Bruchspannung (Charakteristischer Wert)	Längs [N/mm ²]	1100
	Quer [N/mm ²]	1100

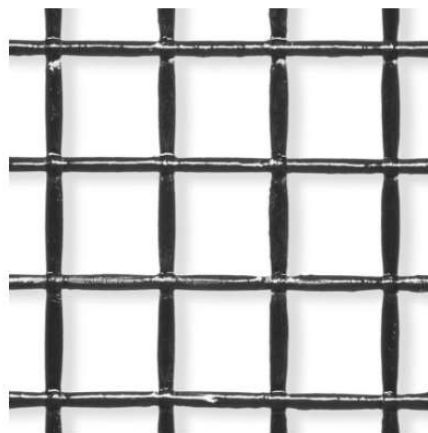
Obrázek 52 – Vlastnosti textilní výztuže ze skleněných vláken Solidian GRID Q97/97-AAE-38 [52]



Obrázek 53 – Typický průběh pracovního diagramu textilní výztuže ze skleněných vláken [52]

4.1.4 Uhlíková výztuž pro vyztužení zkušebních těles

Materiálně dalším typem výztuže je výztuž z uhlíkových vláken. Pro další zkušební tělesa byly zvoleny dva typy výztuže z uhlíkových vláken o různých průřezových plochách od firmy Solidian. Oba typy výztuže jsou ve formě sítí. Označení první sítě podle výrobce je GRID Q95/95-CCE-38. To znamená, že osová vzdálenost jednotlivých prutů v síti v obou směrech vykazuje hodnotu 38 mm. Každý prut v síti má průřezovou plochu 3,62 mm² a průřez ve tvaru elipsy. Označení CCE představuje označení pro materiál elementárních vláken. V tomto případě se jedná o uhlíková vlákna impregnovaná epoxidem. Díky tomu multivláknem v síti vykazuje maximální charakteristickou sílu v tahu na mezi pevnosti 2300 MPa v podélném směru a 2400 MPa v příčném směru. Modul pružnosti vykazuje hodnotu 240 GPa v obou směrech prutů v síti. Průběh pracovního diagramu je čistě lineární (Viz obrázek 56.)



Fasermaterial	Carbon	
Tränkungsmaterial	Epoxidharz	
Achsabstand Strang	Längs [mm]	38
	Quer [mm]	38
Faserquerschnittsfläche (Strang)	Längs [mm ²]	3,62
	Quer [mm ²]	3,62
Faserquerschnittsfläche (Textil)	Längs [mm ² /m]	95
	Quer [mm ² /m]	95
Bruchspannung (Mittelwert)	Längs [N/mm ²]	3200
	min [N/mm ²]	2800
	max [N/mm ²]	3700
	Quer [N/mm ²]	3300
	min [N/mm ²]	2700
	max [N/mm ²]	4000
Bruchspannung (Charakteristischer Wert)	Längs [N/mm ²]	2400
	Quer [N/mm ²]	2300

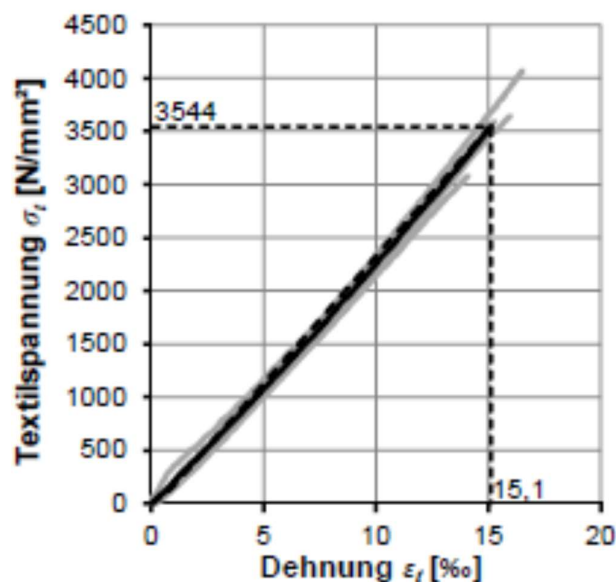
Obrázek 54 – Vlastnosti textilní výztuže z uhlíkových vláken Solidian GRID Q95/95-CCE-38 [52]

Druhým použitým typem výztuže z uhlíkových vláken je výztuž rovněž od firmy Solidian, a to GRID 142/142-CCE-38. Je to výztužná síť s plochou výztuže 142 mm²/m v podélném i příčném směru. Textilní výztuž je impregnovaná pomocí epoxidu. Osová vzdálenost jednotlivých prutů v síti v podélném a příčném směru je 38 mm. Rozdíl mezi předchozí výztuží z uhlíkových vláken a tou stávající je v průřezu prutu. Tvarově nedochází ke změně, ale průřezová plocha je větší. Průřezová plocha nabývá hodnoty 5,42 mm². Se stoupající plochou průřezu se snižuje i tahová pevnost výztuže. Její charakteristická pevnost je pro podélné pruty v síti 1900 MPa v tahu a v příčném směru 2100 MPa v tahu. Modul pružnosti zůstává nezměněn.



Fasermaterial	Carbon		
Tränkungsmaterial	Epoxidharz		
Achsabstand Strang	Längs [mm]	38	
	Quer [mm]	38	
Faserquerschnittsfläche (Strang)	Längs [mm ²]	5,42	
	Quer [mm ²]	5,42	
Faserquerschnittsfläche (Textil)	Längs [mm ² /m]	142	
	Quer [mm ² /m]	142	
Bruchspannung (Mittelwert)	Längs [N/mm ²]	2500	
	min [N/mm ²]	2200	
	max [N/mm ²]	3300	
	Quer [N/mm ²]	2800	
	min [N/mm ²]	2000	
	max [N/mm ²]	3500	
Bruchspannung (Charakteristischer Wert)	Längs [N/mm ²]	1900	
	Quer [N/mm ²]	2100	

Obrázek 55 – Vlastnosti textilní výztuže z uhlíkových vláken Solidian GRID Q142/142-CCE-38 [52]



Obrázek 56 – Typický průběh pracovního diagramu textilní výztuže z uhlíkových vláken [52]

4.2 Zkouška ve čtyřbodovém ohybu trámců

První cíl disertační práce je zaměřen na ohybové vlastnosti textilního betonu. V rámci zkoušek budou také sledovány výstupy pracovních diagramů, zda se shodují s obecným pracovním diagramem textilního betonu podle kapitoly 3.6.5.

Pokud výsledky z reálných zkoušek na trámcích $10 \times 10 \times 40$ cm budou souhlasit s výpočtem na základě doposud známých inženýrských modelů, potvrdí se, že jsou tyto inženýrské modely správné. Při případných odchylkách budou aktuální inženýrské modely doplněny a poupraveny. Pro zkoušku byly jako zkušební tělesa zvoleny trámce s rozměrem $10 \times 10 \times 40$ cm.

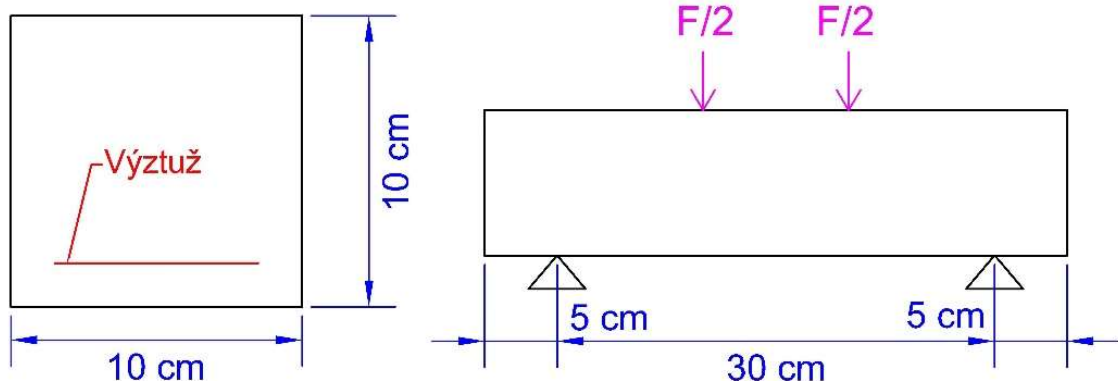
4.2.1 Příprava zkušebních těles pro zkoušku

Pro zkoušku ve čtyřbodovém ohybu byla zvolena zkušební tělesa $10 \times 10 \times 40$ cm. Výhodou těchto zkušebních těles je dostatečné množství ocelových forem, protože zkušební tělesa $10 \times 10 \times 40$ cm jsou vhodná i pro normovanou zkoušku v tahu za ohybu. Pro zkoušky byly zvoleny kombinace materiálů dvou betonových směsí 1 a 2 s textilní výztuží ze skleněných a uhlíkových vláken o různých průřezových plochách. Vlastnosti výztuže jsou popsány v kapitolách 4.1.3 a 4.1.4. Trámce je možné podle typu vyztužení rozdělit na vyztužené podélnou výztuží a vyztužené podélnou výztuží v kombinaci se smykovou. Smyková výztuž byla přidána po první sérii zkoušek, kdy u některých trámců došlo k porušení ve smyku. Trámce s podélnou výztuží a průřezem jsou zobrazeny na obrázku 57. Trámce se smykovou výztuží jsou zobrazeny na obrázku 58. Trámce vyztužené pouze podélnou výztuží měly jednu vrstvu sítě v poloze 1,0 cm od spodní hrany trámce. Textilní výztuž byla dodána ve formě sítě o velikosti $1,2 \times 2,4$ m.

Před uložení sítě jako podélné výztuže musely být jednotlivé sítě přesně nastříhány, aby se daly uložit do ocelové formy. Textilní síť pro trámce byla vždy nastříhána tak, aby se využily textilní pruty s největší únosností v tahu (podélném či

Průřez s výztuží

Statické schéma – čtyřbodový ohyb

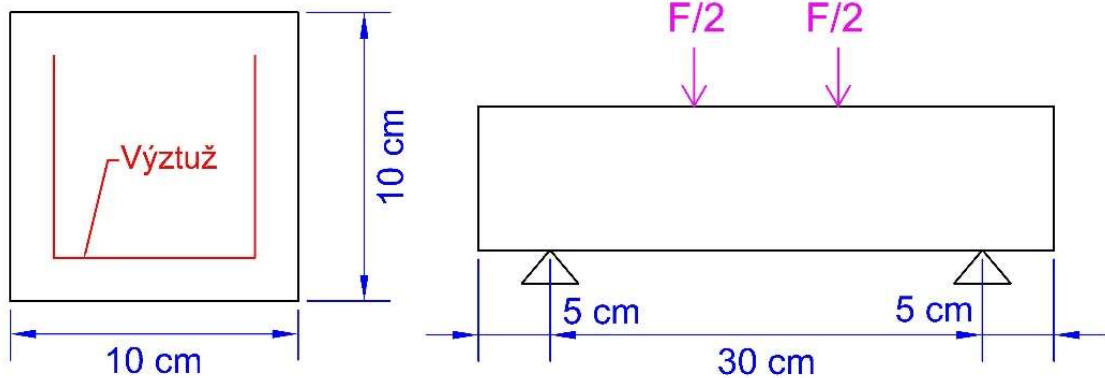


Obrázek 57 – Vyztužení trámců pouze podélnou výztuží

příčném směru sítě). Trámce se smykovou výztuží měly sít v průřezu ve tvaru písmene „U“. Před uložením do formy musela být výztužná síť nastříhána na odpovídající rozměry a zohýbána. Princip zohýbání výztuže je založen na ohřátí prutu, který je impregnovaný epoxidem. Při zvyšování teploty v epoxidové matrici dochází ke změkčení textilního prutu. Po změkčení epoxidové matrice mohla být textilní výztuž zohýbána.

Průřez s výztuží

Statické schéma – čtyřbodový ohyb



Obrázek 58 – Vyztužení trámů podélnou výztuží a smykovou výztuží



Obrázek 59 – Uložená výztuž s distančními prvky ve formě



Před uložením podélné výztuže a výztuže ve tvaru „U“ musely být ještě upevněny distanční prvky, aby bylo zaručeno krytí výztuže 1,0 cm z hlediska soudržnosti – a to nejen pro horizontální výztuž, ale v případě vyztužení ve tvaru „U“ i pro výztuž vertikální. Jako distanční prvky posloužily obkladačské spárovací křížky s tloušťkou 2 × 5 mm. Dva obkladačské křížky s tloušťkou 5 mm byly provrtány a pomocí tenkého drátku spojeny. Drátek byl použit i k uchycení distancí na výztuž. Distanční prvky byly uloženy ve vzájemné vzdálenosti maximálně 30 cm.

Ocelové formy pro betonáž byly uvnitř nastříkány odbedňovacím olejem, přesunuty na vibrační stůl a byla do nich uložena textilní výztuž. Textilní síť ještě byla upevněna drátkem k ocelovému bednění, aby při betonáži nedošlo k vertikálnímu posunutí výztuže vlivem působení hydrostatické síly čerstvé betonové směsi. Po přípravě textilní výztuže a ocelových forem se mohlo přistoupit k betonáži.

Betonová směs byla uložena po horní hranu formy a následně důkladně vibrována. Po zhuštění pomocí vibračního stolu byla znovu doplněna betonová směs po horní hranu formy. Následně bylo provedeno další vibrování. Tento postup byl opakován až do doby, kdy už při vibrování nedocházelo ke snížení hladiny betonové směsi v ocelové formě. Po betonáži byly betonové prvky přikryty folií a ponechány 28 dní ve formě. Po odbednění byly betonové trámce změřeny, zváženy a připraveny ke zkoušce ve čtyřbodovém ohybu.

Celkem bylo vybetonováno 36 trámců vyztužených textilní výztuží. Pro každý typ trámce byly vybetonovány minimálně tři stejné kusy, aby při případné špatné výrobě jednoho trámce zůstaly alespoň vždy dva další, a aby tak výsledky zkoušek byly podloženy minimálně dvěma výsledky a byly vypovídající. V tabulce 13 jsou shrnuty všechny materiálové kombinace betonových trámců, které byly vyrobeny pro čtyřbodový ohyb:



Betonová směs	Tlak $f_{ck, is}$ [MPa]	Tah za ohybu $f_{ct, is}$ [MPa]	Typ výztuže	Plocha prutu [mm ² /m]	Vzdálenost prutů [mm]	Char. v tahu podélně $f_{ct, is}$ [MPa]	Char. v tahu příčně $f_{ct, is}$ [MPa]	Typ vyztužení
Betonová směs 1	33,936	3,266	Q97/97-AAE-38	3,69	38	1100	1100	Podélná výztuž
Betonová směs 2	71,23	5,281	Q97/97-AAE-38	3,69	38	1100	1100	Podélná výztuž
Betonová směs 1	33,936	3,266	Q145/145-AAE-25	3,69	25	1100	1100	Podélná výztuž
Betonová směs 2	71,23	5,281	Q145/145-AAE-25	3,69	25	1100	1100	Podélná výztuž
Betonová směs 1	33,936	3,266	Q95/95-CCE-38	3,62	38	2400	2300	Podélná výztuž
Betonová směs 2	71,23	5,281	Q95/95-CCE-38	3,62	38	2400	2300	Podélná výztuž
Betonová směs 1	33,936	3,266	Q142/142-CCE-38	5,42	38	1900	2100	Podélná výztuž
Betonová směs 2	71,23	5,281	Q142/142-CCE-38	5,42	38	1900	2100	Podélná výztuž
Betonová směs 2	71,23	5,281	Q97/97-AAE-38	3,69	38	1100	1100	„U“
Betonová směs 2	71,23	5,281	Q145/145-AAE-25	3,69	25	1100	1100	„U“
Betonová směs 2	71,23	5,281	Q95/95-CCE-38	3,62	38	2400	2300	„U“
Betonová směs 2	71,23	5,281	Q142/142-CCE-38	5,42	38	1900	2100	„U“

Tabulka 13 – Zkušební tělesa vyrobená pro zkoušku textilního betonu v tahu za ohybu

4.2.2 Uspořádání zkoušky ve čtyřbodovém ohybu

Všechny trávce 10 × 10 × 40 cm vyztužené textilní výztuží byly podrobeny zkoušce v tahu za ohybu. Konkrétně se jednalo o čtyřbodový ohyb podle ČSN EN 12390-5. Uspořádání zkoušky je závislé na velikosti zkušebního tělesa. Pro trávce s rozměry 10 × 10 × 40 cm odpovídá obrázku 60 – rozpětí je rovno 30 cm a síly jsou ve vzdálenosti 10 cm vždy ve třetině rozpětí.



Po dosažení pevnosti 28 dní byly betonové trámce připraveny k ověření ve čtyřbodovém ohybu. Před uložením do hydraulického lisu byla všechna zkušební tělesa změřena a zvážena. Po uložení do hydraulického lisu INOVA ZUZ 200 kN byly po obou stranách zkušebního tělesa uprostřed rozpětí nainstalovány měřicí přístroje, aby byla měřena dráha průhybu zkoušeného tělesa. Jako měřicí přístroje byly použity dva inkrementální snímače dráhy ESSA SM30 s řídicí elektronikou INOVA EDYZ 6. Ještě před provedením zkoušky byla nainstalována roznášecí ocelová plotna s dvěma navařenými plnostěnnými ocelovými trubkami. Instalace roznášecí destičky zajišťovala roznesení síly od lisu na dvě síly ve třetinách rozpětí.



Obrázek 60 – Uspořádání zkoušky ve čtyřbodovém ohybu podle ČSN EN 12390-5

Poté byla zahájena zkouška. Ta byla řízena předepsanou deformací 0,2 mm/s. Na hydraulickém lisu byla měřena odezva síly při dané deformaci a současně průhyb měřicími snímači.

$$f_{cf} = \frac{F * L}{d_1 d_2^2} \quad (44)$$

kde f_{cf} – pevnost v tahu za ohybu (MPa)

F – maximální síla při zkoušce ve čtyřbodovém ohybu (N)

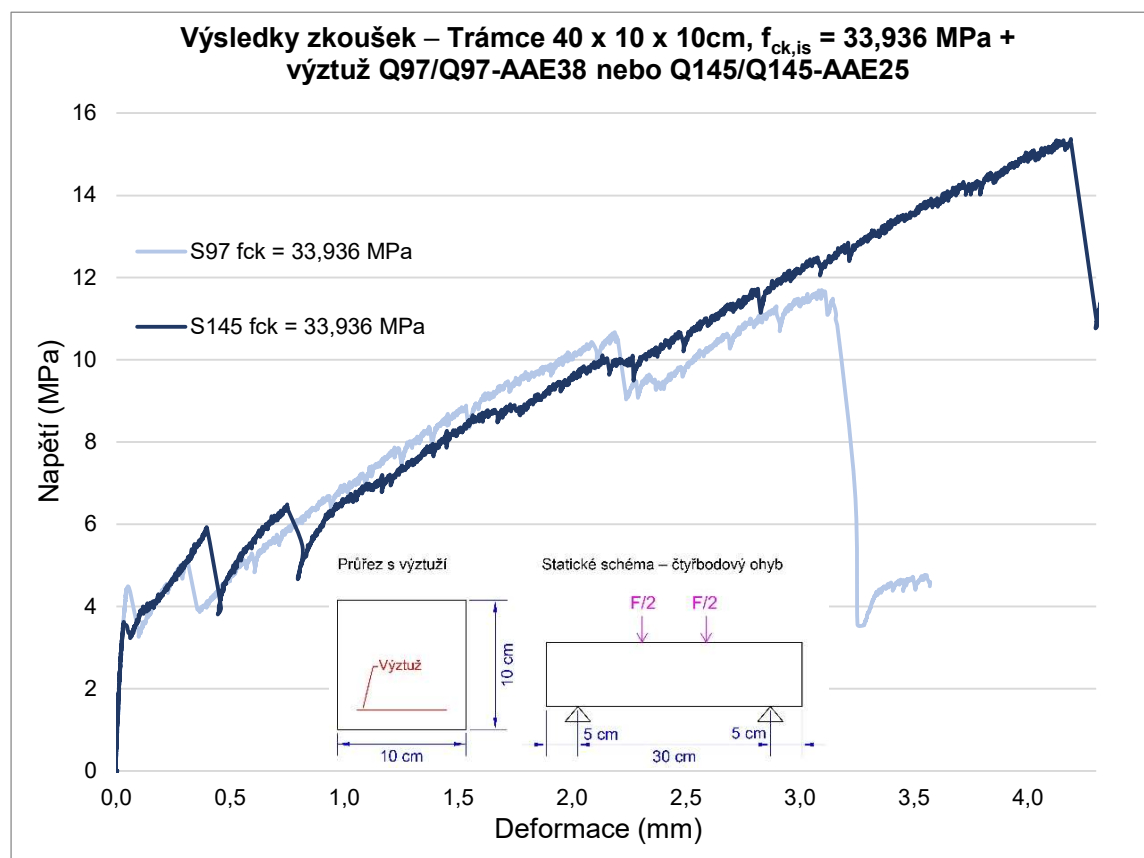
d_1 – šířka průřezu trámce (mm)

d_2 – výška průřezu trámce (mm)

4.2.3 Průběh zkoušek – zkušební tělesa bez smykové výztuže

V kapitole 4.2.1 byla představena všechna zkušební tělesa vyrobená pro zkoušku v tahu za ohybu. Všechny trámce byly postupně podrobeny zkoušce ve čtyřbodovém ohybu. První zkoušky ve čtyřbodovém ohybu byly provedeny na zkušebních tělesech z betonové matrice číslo 1 ($f_{ck, is} = 33,396$ MPa). Betonové trámce byly vyztuženy textilní výztuží ze skleněných vláken – Q97/Q97-AAE38. Zkušební tělesa byla vyztužena pouze podélnou výztuží (bez smykové výztuže).

Zkouška potvrdila průběh napětí v tahu za ohybu podle pracovního diagramu textilního betonu představeného v kapitole 3.6.5 s výjimkou zpevnění v oblasti IIb. Během zkoušky se vytvořily celkem dvě velmi otevřené ohybové trhliny. Po ukončení oblasti IIa došlo ke zvýšení tuhosti, protože veškeré tahové zatížení v tažené oblasti průřezu přenáší textilní výztuž. Tuhost průřezu je prakticky konstantní od bodu A (vzniku první trhliny) až do meze pevnosti. Po dosažení meze pevnosti došlo k porušení zkušebních těles ohybovým namáháním – k přetržení výztuže. Průběh napětí je znázorněn na grafu 2.



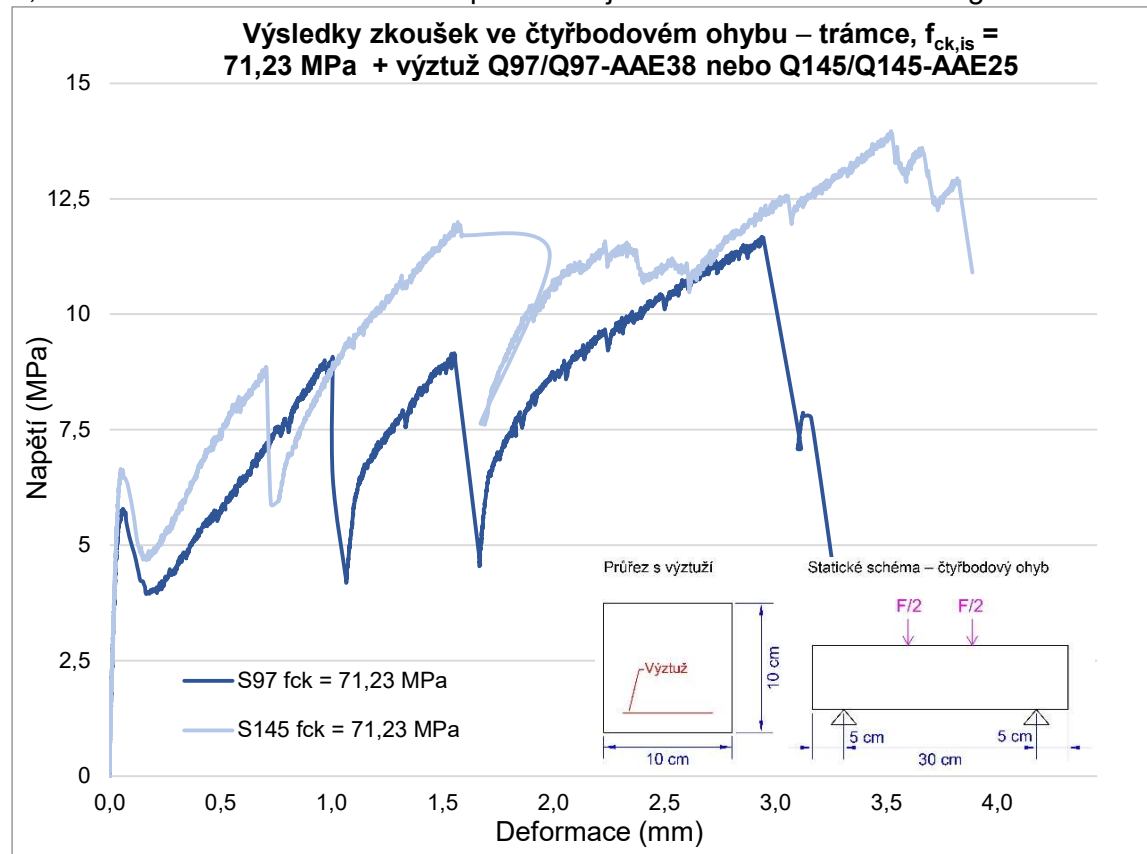
Graf 2 – Vybraný průběh napětí ze zkoušek ve čtyřbodovém ohybu – trámce, $f_{ck, is} = 33,396$ MPa s výztuží Q97/Q97-AAE38 a Q145/Q145-AAE25

Trojice zkušebních těles dosáhla charakteristické hodnoty v tahu za ohybu $\sigma_{max, char} = 10,3$ MPa. V případě zkušebních těles vyztužených podélnou výztuží z textilní skleněné výztuže Q145/Q145-AAE25 a z betonové matrice číslo 1 ($f_{ck, is} = 33,396$ MPa) je průběh pracovního diagramu téměř identický jako pro betonové trámce s výztuží

Q97/Q97-AAE38. Liší se pouze rozšířením oblasti IIa (oblast vzniku trhlin) a samozřejmě díky větší průřezové ploše výztuže dosáhne i větší hodnoty meze pevnosti. I vznik a počet trhlin odpovídá trámcům s nižší průřezovou plochou výztuže. (Viz graf 2.) Stejně jako v předchozím případě byla zkušební tělesa porušena ohybovým namáháním – přetržením tahové výztuže. Zkušební tělesa vykazují charakteristickou hodnotu v tahu za ohybu $\sigma_{\max, \text{char}} = 11,346 \text{ MPa}$.

Dalším typem zkušebních těles byla tělesa vyztužená podélnou výztuží ze skleněných vláken Q97/Q97-AAE38 a z betonové matrice číslo 2 ($f_{\text{ck, is}} = 71,23 \text{ MPa}$). Průběh napětí odpovídá obecnému průběhu pracovního diagramu pro textilní beton. Oblast grafu IIa (vznik trhlin) se výrazně rozšiřuje a redukuje se oblast grafu IIb. Po ukončení vzniku trhlin dochází po dalším růstu napětí k přenášení veškerého napětí v tažené části průřezu pouze výztuží. V obou oblastech grafu IIa a IIb je tuhost konstantní a v oblasti grafu IIb nedochází k nárůstu tuhosti.

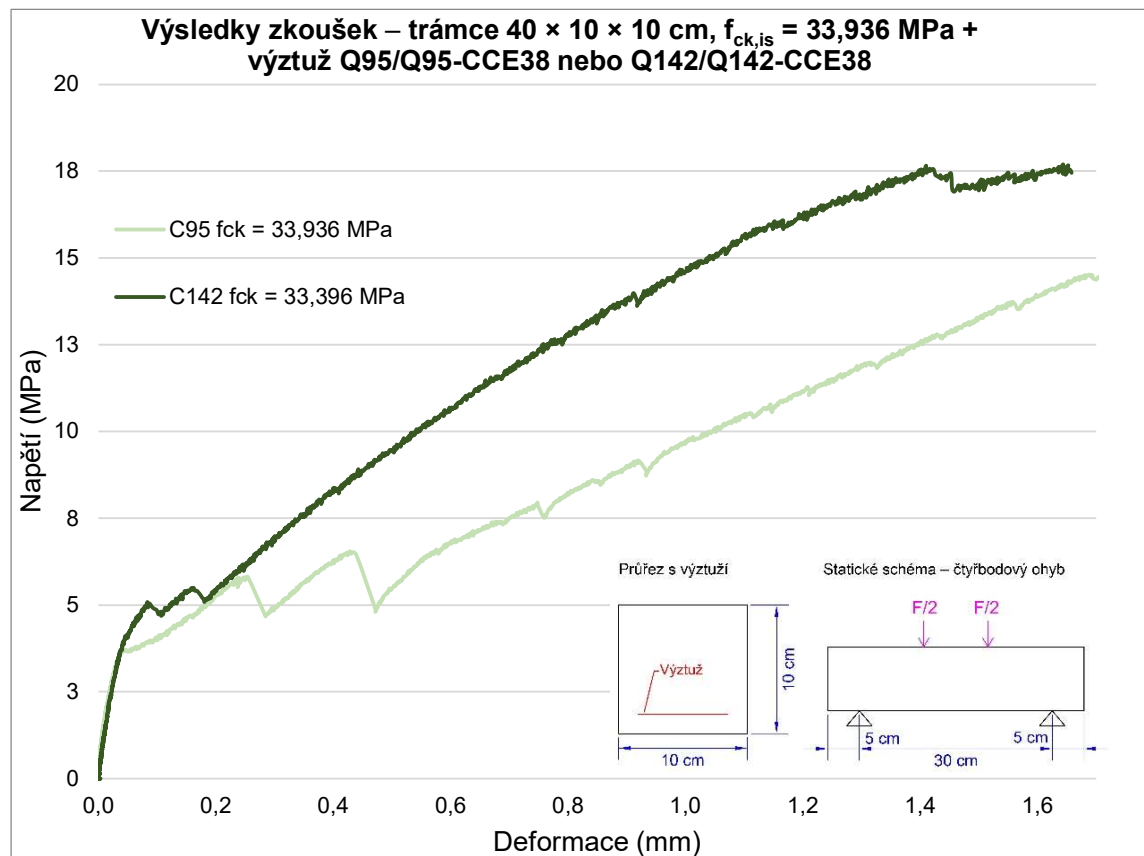
Pravděpodobně vlivem vyšší pevnosti v tlaku betonové matrice je pokles napětí po vzniku trhliny vyšší než v předchozím případě. U všech zkušebních těles došlo ke kolapsu z důvodu namáhání ohybem a byla přetržena tahová výztuž v tažené oblasti průřezu. Během zkoušky vznikly na zkušebních tělesech dvě ohybové trhliny. Zkušební tělesa dosáhla charakteristické hodnoty v tahu za ohybu $\sigma_{\max, \text{char}} = 9,774 \text{ MPa}$. Průběh napětí je znázorněn v grafu 3.



Graf 3 – Vybraný průběh napětí ze zkoušek ve čtyřbodovém ohybu – trámce, $f_{\text{ck, is}} = 71,28 \text{ MPa}$ s výztuží Q97/Q97-AAE38 a Q145/Q145-AAE25

Zajímavé je, že i přes použití betonové matrice s vyšší pevností nedosahují výsledky vyšších, ale naopak nižších hodnot oproti zkušebním tělesům Q97/Q97-AAE38 s betonovou matricí číslo 1 ($f_{ck, is} = 33,396$ MPa). Při vyztužení zkušebních těles výztuží Q145/Q145-AAE25 v kombinaci s betonovou matricí číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa) je obecný průběh napětí obdobný jako v předchozím případě. Díky větší průřezové ploše výztuže vykazuje průběh napětí vyšší hodnoty než u trámců s betonovou matricí číslo 1. Všechna zkušební tělesa při ohybovém namáhání selhala. Charakteristická hodnota v tahu za ohybu nabývá hodnoty $\sigma_{max, char} = 12,495$ MPa. Průběh napětí celé zkoušky je znázorněn na grafu 3. Při porovnání maximálního charakteristického napětí v tahu za ohybu při použití betonové matrice číslo 1 a 2 nedochází s použitím lepší betonové směsi k nárůstu únosnosti. Nárůst pevnosti je pouze 10 % u charakteristické hodnoty v tahu za ohybu.

Po odzkoušení všech zkušebních těles vyztužených skleněnou výztuží byla odzkoušena zkušební tělesa vyztužená textilní výztuží z uhlíkových vláken. Pro zkušební tělesa byla použita textilní výztuž Q95/95-CCE-38 a Q142/142-CCE-38.



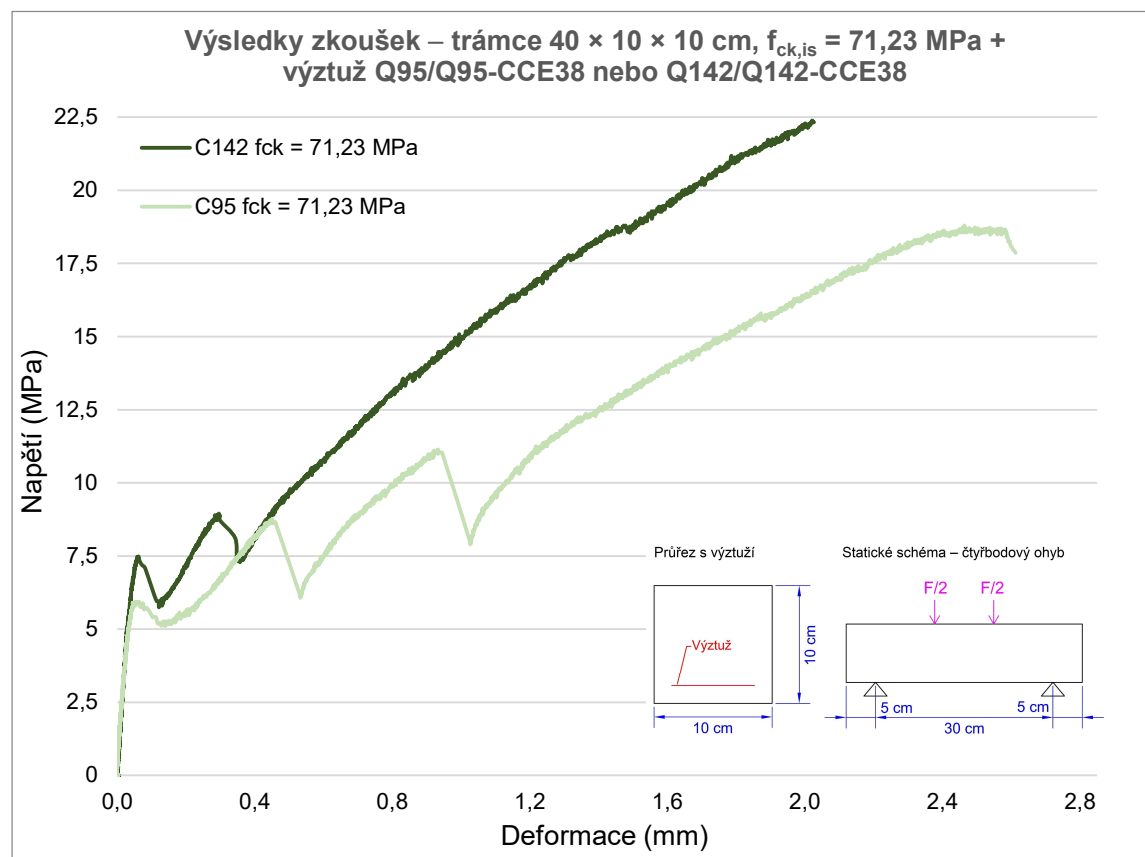
Graf 4 – Vybraný průběh napětí ze zkoušek ve čtyřbodovém ohybu – trámce, $f_{ck, is} = 71,28$ MPa s výztuží Q95/Q95-CCE38 a Q142/Q142-CCE38

Nejdříve bude představen průběh zkoušek zkušebních těles vyztužených pouze podélnou výztuží Q95/95-CCE-38 s betonovou matricí číslo 1 ($f_{ck, is} = 33,396$ MPa). Oba typy zkušebních těles vykazují ukázkový průběh napětí podle pracovního diagramu textilního betonu. Dochází dokonce k nárůstu napětí v oblasti IIa (oblast vzniku trhlin) i v oblasti IIb. Průběh napětí u obou typů zkušebních těles se liší vlivem rozdílné průřezové plochy textilní výztuže. Textilní výztuž s vyšší průřezovou plochou

má kratší oblast grafu IIa (vznik trhlin). Dále vykazuje vyšší tuhost v oblasti IIb. Průběh napětí je znázorněn na grafu 4. U všech zkušebních těles až na jedno vznikly šikmé smykové trhliny, které většinou vznikly pouze na jedné straně rozpětí.

Oba typy zkušebních těles nedosáhly maximální únosnosti v tahu za ohybu, protože u nich došlo k poruše vlivem smykového namáhání. I přes porušení zkušebních těles smykovým namáháním dosáhly oba typy zkušebních těles vysokých charakteristických hodnot v tahu za ohybu. Konkrétně dosáhla zkušební tělesa s výztuží Q95/95-CCE-38 $\sigma_{\max, \text{char}} = 14,55 \text{ MPa}$ a s výztuží Q142/142-CCE-38 $\sigma_{\max, \text{char}} = 14,703 \text{ MPa}$.

Textilní výztuž z uhlíkových vláken byla stejně jako výztuže ze skleněných vláken v další sérii zkoušek kombinovaná s betonovou matricí číslo 2 ($f_{\text{ck, is}} = 71,23 \text{ MPa}$). Na rozdíl od textilní výztuže ze skleněných vláken se průběh napětí neodlišuje v závislosti na použité betonové směsi. Získaný průběh napětí ze zkoušek ve čtyřbodovém ohybu znovu odpovídá ideálnímu průběhu pracovního diagramu textilního betonu. Výsledky z obou zkoušek se liší pouze tuhostí, což je způsobeno rozdílnou průřezovou plochou textilní výztuže. Během všech zkoušek dochází ke vzniku jedné smykové trhliny vždy na jedné straně rozpětí. K porušení dochází znovu smykovým namáháním a není dosažena mez pevnosti v tahu za ohybu.



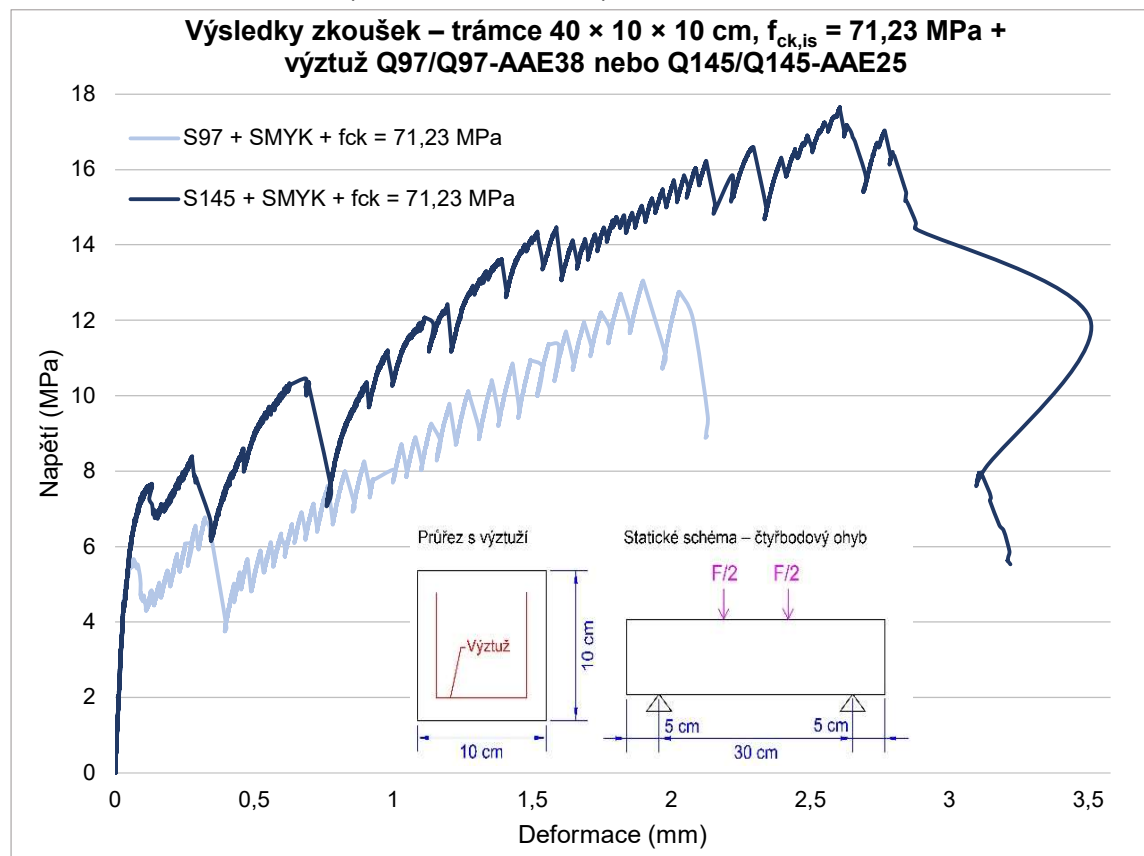
Graf 5 – Vybraný průběh napětí ze zkoušek ve čtyřbodovém ohybu – trámce, $f_{\text{ck, is}} = 71,28 \text{ MPa}$ s výztuží Q95/Q95-CCE38 a Q142/Q142-CCE38

Charakteristické hodnoty napětí v tahu za ohybu s použitím betonové matrice číslo 2 jsou zhruba o více než 20 % vyšší u obou typů výztuže než u betonové matrice

číslo 1. Dva průběhy napětí ze zkoušek jsou znázorněny v grafu 5. Celkově výsledky vykazovaly vysoké hodnoty charakteristického napětí v tahu za ohybu. Zkušební tělesa s výztuží Q95/Q95-CCE38 dosáhly charakteristického napětí v tahu za ohybu $\sigma_{\max, \text{char}} = 17,792 \text{ MPa}$ a Q142/Q142-CCE38 $\sigma_{\max, \text{char}} = 18,004 \text{ MPa}$.

4.2.4 Průběh zkoušek – zkušební tělesa se smykovou výztuží

Po provedení první série zkoušek bylo zjištěno, že u některých zkušebních těles s textilní výztuží z uhlíku se zkoušený prvek neporuší v tahu za ohybu, ale ve smyku. Proto byla další série zkoušek provedena s výztuží ve tvaru písmene „U“. Vyztužení průřezu výztuží ve tvaru „U“ bylo použito i pro výztuž Q97/Q97-AAE38 a Q145/Q145-AAE25 ze skleněných vláken. Díky tomu mohl být ověřen i případný vliv smykové výztuže na průběh napětí v tahu za ohybu a změnu maximální pevnosti textilní výztuže ze skleněných vláken. Přidáním smykové výztuže má být nezávisle na zvolené výztuži dosaženo porušení v tahu za ohybu. Pro další provedené zkoušky již nebyla použita betonová matrice číslo 1 ($f_{\text{ck, is}} = 33,396 \text{ MPa}$).



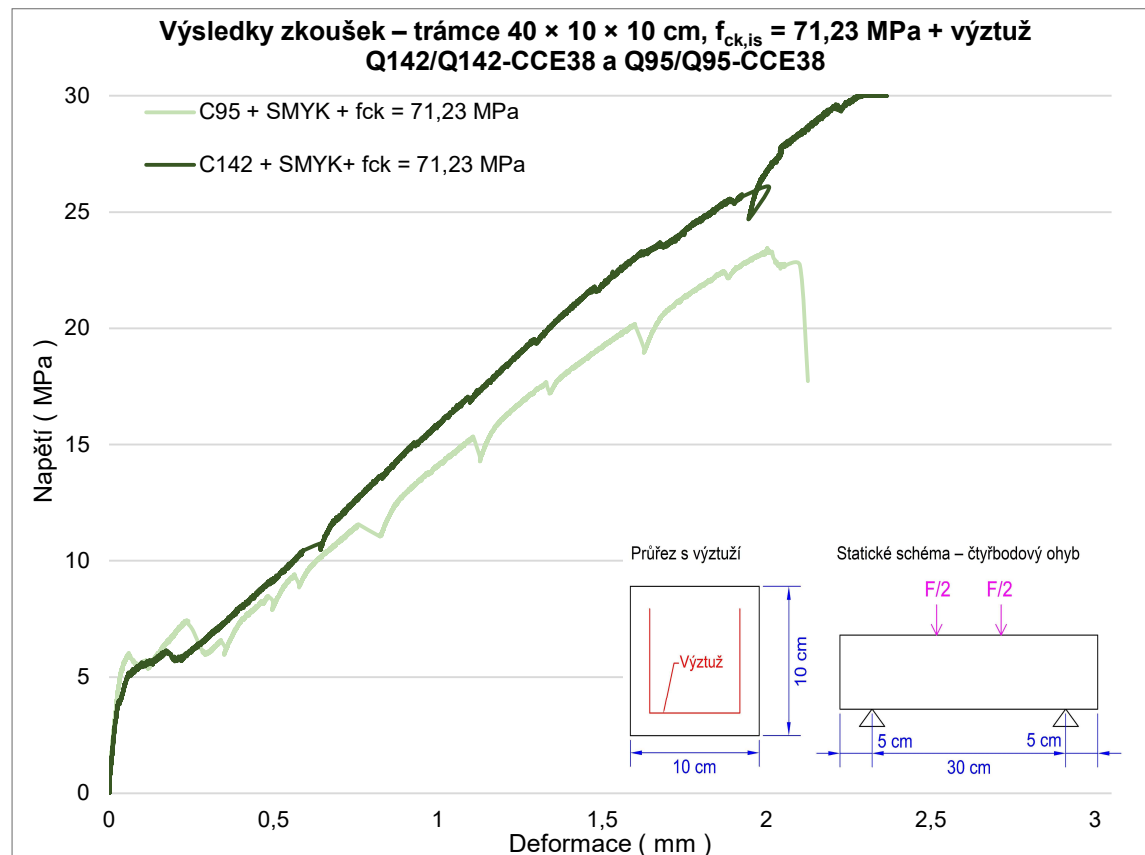
Graf 6 – Vybraný průběh napětí ze zkoušek ve čtyřbodovém ohybu – trámce, $f_{\text{ck, is}} = 71,28 \text{ MPa}$ a podélnou a smykovou výztuží Q97/Q97-AAE38 a Q145/Q145-AAE25

První série zkušebních těles byla vyrobena z textilní výztuže ze skleněných vláken o dvou průřezových plochách (Q97/Q97-AAE38 a Q145/Q145-AAE25) a z betonové matrice číslo 2 ($f_{\text{ck, is}} = 71,23 \text{ MPa}$). Po prvotním zatížení zkušebních těles byl průběh napětí nejdříve lineární (odpovídající oblasti I pracovního diagramu

textilního betonu až do vzniku první trhliny – bodu A). S nárůstem napětí po vzniku první trhliny (bodu A) dochází ke vzniku dalších trhlin (oblast grafu IIa) až do meze pevnosti zkušebního tělesa. Tento průběh napětí se odlišuje od obecného pracovního diagramu textilního betonu. Od vzniku první trhliny dochází k náhlému poklesu napětí a poté ke zpevnění až do meze pevnosti. Pokles napětí má dvě příčiny.

První příčinou poklesu napětí je podle získaného průběhu napětí textilní výztuže vznik trhlin v betonové matici. V druhém případě jde o náhlý pokles napětí o menších hodnotách z důvodu praskání elementárních vláken textilní výztuže. Průběh napětí je znázorněn na grafu 6. Po kolapsu vnějších vláken průřezu textilní výztuže ve spodní části betonového průřezu může vždy nastat fáze zpevnění, protože se do spolupůsobení se spodní výztuží v průřezu zapojuje výše položená textilní výztuž.

Textilní multivláknno se skládá z několika tisíc jednotlivých vláken, a tím dochází k opakovanému jevu zpevnění, až je maximální tahová síla pro textilní výztuž neúnosná a nastává kolaps. Ke kolapsu dochází momentovým namáháním při vzniku zpravidla dvou ohybových trhlin. Celkově po změně vyztužení průřezu se výrazně zvyšuje pevnost v tahu za ohybu. Oproti zkušebním tělesům pouze s podélnou výztuží vzrostla charakteristická hodnota v tahu za ohybu zkušebních těles s výztuží ve tvaru „U“ u obou typů výztuže o zhruba 20 %. Zkušební tělesa s výztuží Q97/Q97-AAE38 dosáhla charakteristického napětí v tahu za ohybu $\sigma_{\max, \text{char}} = 11,393 \text{ MPa}$ a Q145/Q145-AAE25 $\sigma_{\max, \text{char}} = 15,125 \text{ MPa}$.



Graf 7 – Vybraný průběh napětí ze zkoušek ve čtyřbodovém ohybu – trámce, $f_{ck, is} = 71,28 \text{ MPa}$ s podélnou a smykovou výztuží Q142/Q142-CCE38 a Q95/Q95-CCE38



Druhá série zkoušek byla provedena na zkušebních tělesech vyztužených textilní výztuží ve tvaru „U“ z uhlíkových vláken. Pro dva typy zkušebních těles byl použit stejný druh výztuže o různé průřezové ploše – Q142/Q142-CCE38 a Q95/Q95-CCE38. Jako betonová matrice byla použita betonová matrice číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Průběh napětí v tahu za ohybu zkoušených těles vykazuje ideální průběh napětí jako u pracovního diagramu textilního betonu v tahu za ohybu. Průběh napětí je znázorněn na grafu 7. Malou odchylkou od ideálního průběhu napětí jsou malé poklesy a následné zvýšení napětí (zpevnění), a to i po přechodu do oblasti IIb. To je způsobeno vlivem druhé a třetí řady výztuže v průřezu, které se nárůstem přetvoření po průřezu zapojují do spolupůsobení čím dál tím více. Změnou vyztužení betonového průřezu dochází k cílenému porušení v tahu za ohybu a ke vzniku dvou ohybových trhlin.

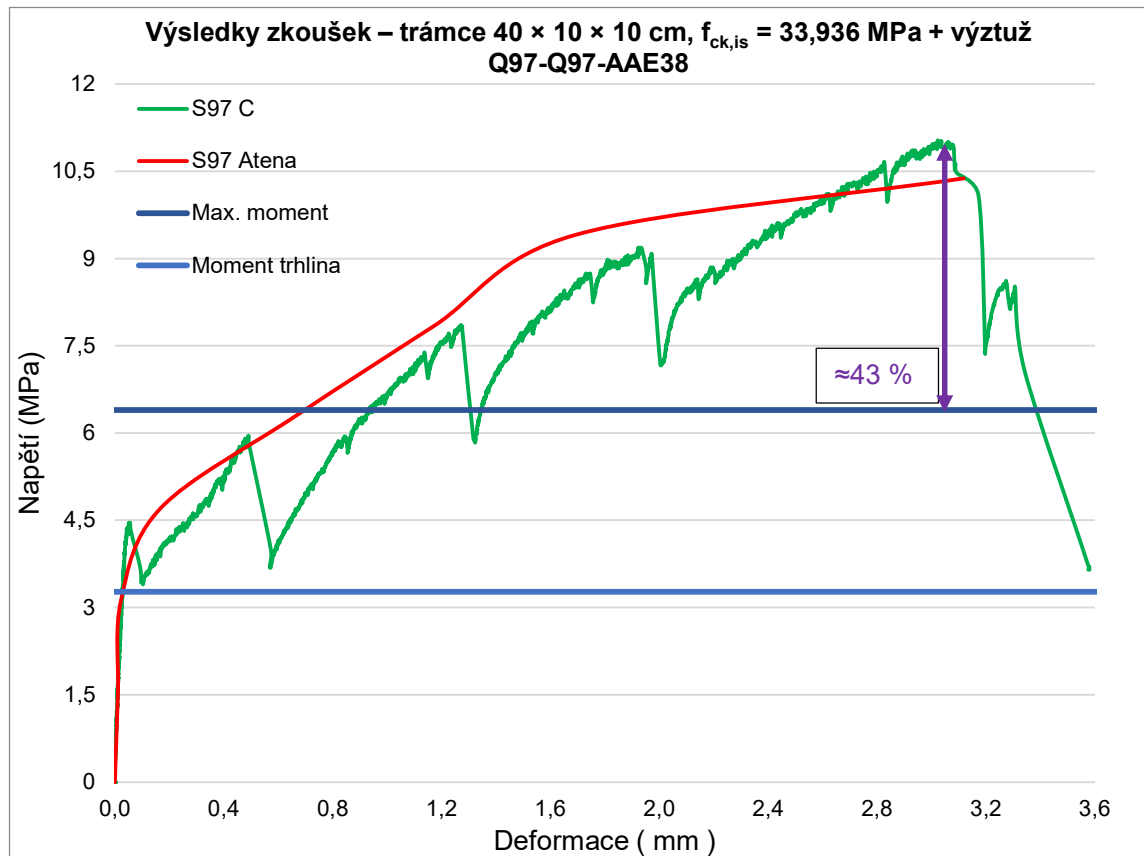
Smykovým vyztužením dochází k navýšení charakteristické hodnoty v tahu za ohybu u obou typů výztuže, a to u Q142/Q142-CCE38 o 50 % a Q95/Q95-CCE38 o 2 %. Zkušební tělesa s výztuží Q95/Q95-CCE38 dosáhla charakteristického napětí v tahu za ohybu $\sigma_{max, char} = 18,189$ MPa a Q142/Q142-CCE38 $\sigma_{max, char} = 26,885$ MPa.

4.2.5 Porovnání výsledků zkoušek s různými výpočty

Pro predikci výsledků z reálných zkoušek byly zvoleny dva typy výpočtů. První výpočet je výpočet metodou konečných prvků (FEM) s využitím programu ATENA 2D. Druhý výpočet byl proveden na základě teorie návrhu momentu metodou mezních přetvoření. Pro oba výpočty bylo důležité získat hodnoty všech potřebných materiálových veličin. Hodnoty materiálových veličin betonových směsí byly stanoveny na základě zkoušek v laboratoři. Všechny zkoušky jsou uvedeny v kapitole 4.1.2. Hodnoty materiálových veličin textilní výztuže byly převzaty od výrobce. Technické listy, podklady atd. jsou uvedeny v příloze nebo popsány v kapitole 4.1.

Poté proběhly samotné výpočty. Výpočty (neplatí pro FEM) byly provedeny přesně podle teorie výpočtu, která je představena v kapitole 3.6.5. Vypočten byl maximální moment při vzniku trhliny (bod A) a maximální moment na mezi porušení. Návrh momentu pro trámce z textilního betonu byl rozdělen do čtyř skupin, které vykazují téměř stejné výsledky. Po porovnání výsledků z reálných zkoušek se skupinami 1, 2, 3, 4 a výpočtu momentu při vzniku trhliny se výsledky dobře shodují a jsou vždy lehce na straně bezpečnosti. Proto nebude téma momentu při vzniku trhliny dále zmíněno.

Skupina 1 jsou trámce vyztužené podélnou textilní výztuží ze skleněných vláken (Q97/Q97-AAE38 a Q145/Q145-AAE25) s betonovou směsí číslo 1 ($f_{ck, is} = 33,396$ MPa) a číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). U výpočtů momentu metodou mezních přetvoření na mezi únosnosti vykazují všechny výsledky u výztuže Q97/Q97-AAE38 a Q145/Q145-AAE25 nižší vypočtené hodnoty než reálné zkoušky. Proto byl pro další porovnání návrhu maximálního momentu vytvořen model v programu ATENA 2D. Vytvořený model konečných prvků v programu ATENA 2D potvrdil hodnoty momentu s hodnotami získanými z reálných zkoušek.



Graf 8 – Porovnání výpočtu max. momentu pomocí metody mezních přetvoření a v programu ATENA 2D s reálnou zkouškou

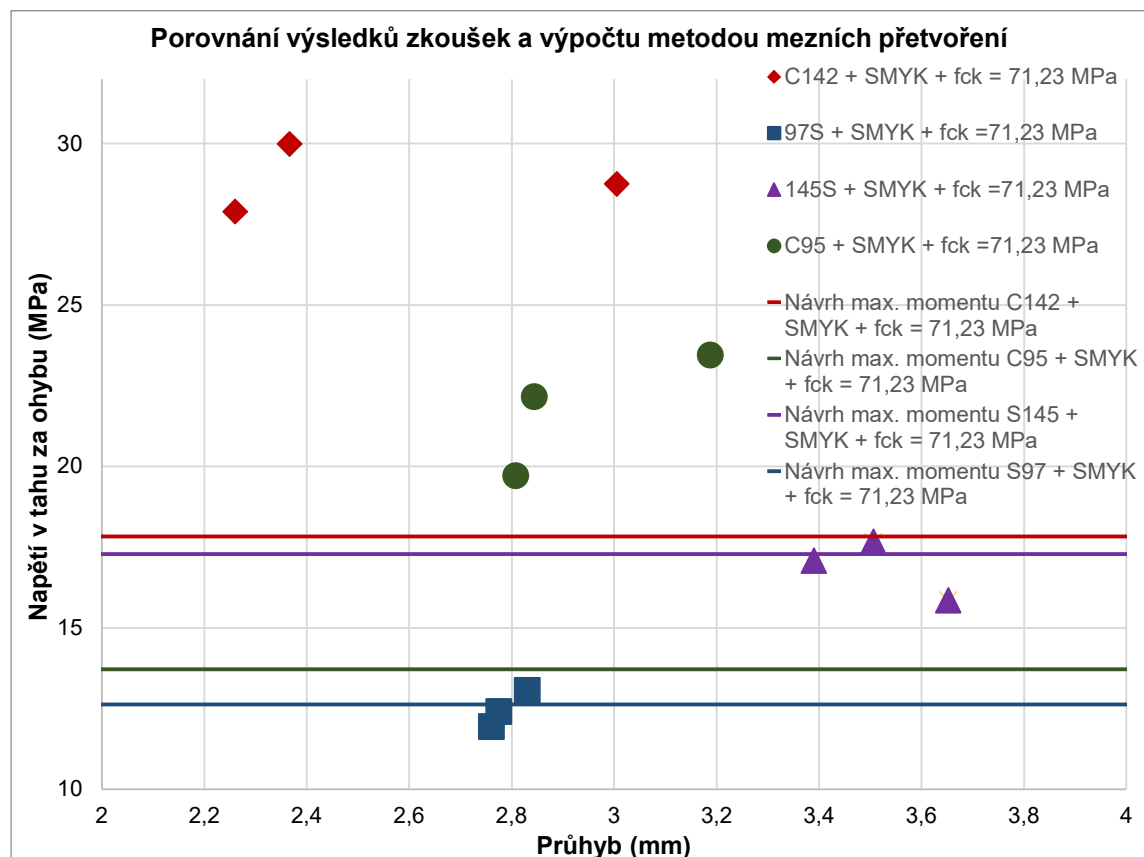
Vyjádřeno v charakteristických hodnotách jsou reálné výsledky momentu na mezi únosnosti vyšší než návrh maximálního momentu metodou mezních přetvoření, a to pro výztuž Q97/Q97-AAE38 s betonovou směsí číslo 1 průměrně o 43 % (výsledky získané pomocí zkoušek a výpočtů jsou znázorněny na grafu 8), pro výztuž Q97/Q97-AAE38 s betonovou směsí číslo 2 průměrně o 41 %, pro výztuž Q145/Q145-AAE38 s betonovou směsí číslo 1 průměrně o 42 % a pro výztuž Q145/Q145-AAE25 s betonovou směsí číslo 2 průměrně o 36 %. Příčiny odchylky mezi reálnými zkouškami a výpočty budou shrnuty v kapitole 4.2.6.

Druhou skupinou, která vykazuje podobné výsledky, jsou trámce 10 × 10 × 40 cm vyztužené podélnou textilní výztuží z uhlíkových vláken (Q142/Q142-CCE38 a Q95/Q95-CCE38). Pro jmenovanou výztuž byla použita betonová matrice číslo 1 ($f_{ck, is} = 33,396$ MPa) a číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Pro predikci momentu byly vypočteny hodnoty max. momentu metodou konečných prvků a mezních přetvoření. Hodnoty napětí získané z reálných zkoušek se dobře shodují s výpočty metodou konečných prvků pomocí programu ATENA 2D. Výpočty metodou mezních přetvoření se ve většině případech neshodují s výsledky z reálných zkoušek.

Výpočty metodou mezních přetvoření u trámců s betonovou směsí číslo 1 je sice možné porovnat s výsledky z reálných zkoušek, ale z důvodu porušení smykovým namáháním nedosahují reálné zkoušky maximálního momentu. I přesto dosahují vypočtené hodnoty max. momentu metodou mezních přetvoření v případě betonové matrice číslo 1 ($f_{ck, is} = 33,396$ MPa) s výztuží Q95/Q95-CCE38 a Q142/Q142-CCE38

lehce nižších nebo stejných hodnoty v porovnání s charakteristickými hodnotami z reálných zkoušek. U výztuže Q95/Q95-CCE38 je hodnota návrhu momentu metodou mezních přetvoření průměrně o 12 % vyšší a u výztuže Q142/Q142-CCE38 je v porovnání s reálnými výsledky zkoušek stejná. U betonové směsi číslo 2 nedošlo k porušení smykovým namáháním. Proto je trend výsledků stejný jako u jiné výztuže. Hodnota návrhu momentu metodou mezních přetvoření je nižší než hodnoty výsledků z reálných zkoušek, a to u výztuže Q95/Q95-CCE38 o 28 % (betonová směs číslo 2). U výztuže Q142/Q142-CCE38 a betonové matrice číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa) vykazují reálné zkoušky průměrně o 16 % vyšší hodnoty než výpočty pomocí metody mezních přetvoření. Příčiny odchylky mezi reálnými zkouškami a výpočty budou shrnuty v následující kapitole.

Třetí skupinou, která vykazuje stejné chování v tahu za ohybu, jsou trámce vyztužené na ohyb a na smyk. Trámce jsou vyztuženy výztuží ve tvaru „U“ ze skleněných vláken (Q97/Q97-AAE38 a Q145/Q145-AAE25) a jsou vybetonovány betonovou matricí číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Tak jako v předchozích případech byly provedeny výpočty na základě metody mezních přetvoření a konečných prvků. Predikce maximálního momentu metodou konečných prvků v programu ATENA 2D se velmi dobře shoduje s reálnými výsledky. Po porovnání výsledků charakteristických hodnot z reálných zkoušek a výpočtů metodou mezních přetvoření vykazují výpočty o zhruba 20 % nižší hodnoty nezávisle na průřezové ploše výztuže.



Graf 9 – Porovnání výpočtu max. momentu pomocí metody mezních přetvoření a výsledků z experimentálních zkoušek trámů vyztužených na ohyb a smyk



A poslední skupinou jsou trávce vyztužené na ohyb a smyk výztuží ve tvaru „U“ z uhlíkových vláken (Q142/Q142-CCE38 a Q95/Q95-CCE38) s betonovou maticí číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Trend předchozích zkoušek je stále stejný. Výpočet predikce průběhu momentu metodou konečných prvků v programu ATENA 2D se shoduje s reálnými zkouškami. Ale po porovnání výpočtů metodou mezních přetvoření s charakteristickými hodnotami z reálných zkoušek je vypočtená hodnota momentu v desítkách procent nižší. U výztuže Q95/Q95-CCE38 je vypočtená hodnota momentu nižší průměrně o 15 % a u Q142/Q142-CCE38 průměrně o 18 %. Příčina odchylky výpočtů od reálných zkoušek bude podrobně vysvětlena v další kapitole.

Na grafu 9 jsou znázorněny všechny výsledky získané z výpočtů a z reálných zkoušek. Je zřejmé, že návrh momentu pomocí metody mezních přetvoření vykazuje téměř v každé materiálové kombinaci nižší hodnoty než hodnoty získané ze zkoušek.

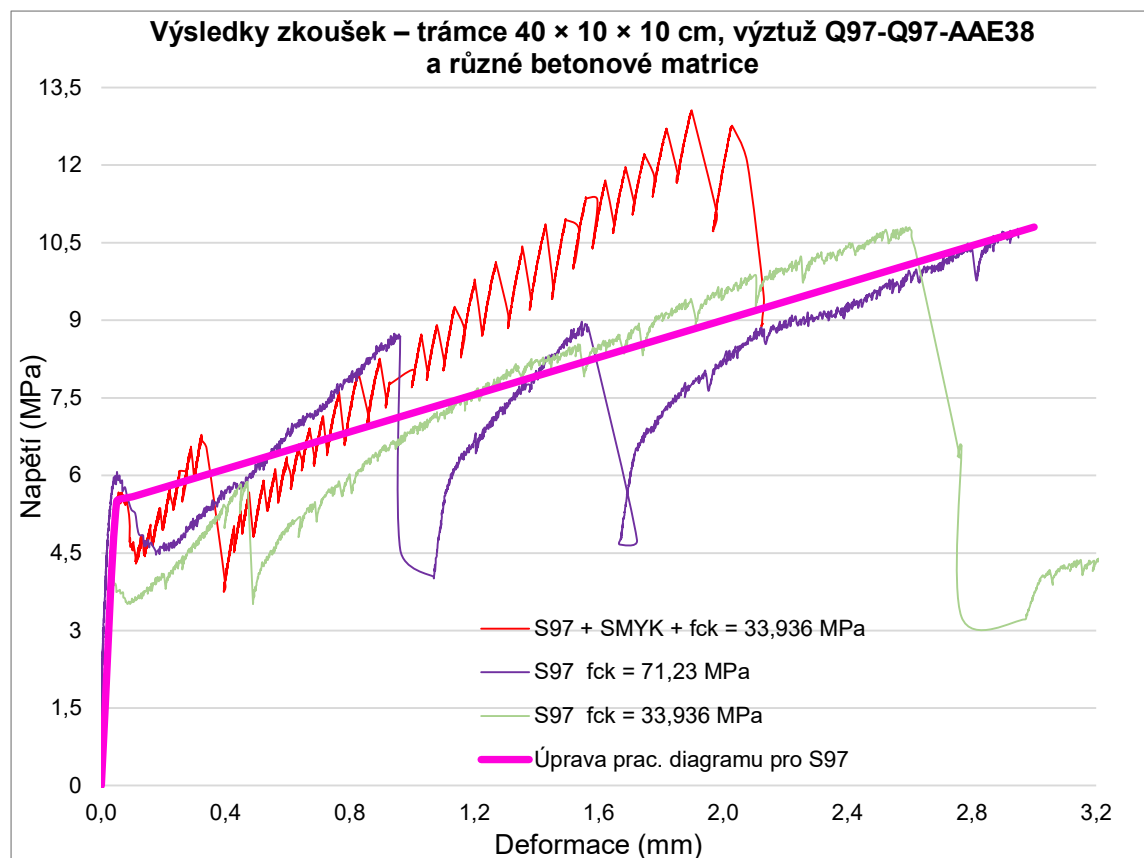
4.2.6 Shrnutí problematiky a poznatků

Ještě před shrnutím problematiky a poznatků v oblasti namáhání ve čtyřbodovém ohybu a jeho návrhu, budou představeny i jiné poznatky, které souvisí s odezvou textilního betonu při ohybovém či smykovém namáhání.

Výsledky zkoušek potvrdily předpoklad, že při stupni vyztužení $\rho = 1,476\%$ výztuží ze skleněných vláken, při štíhlostním poměru $\frac{l}{d} = 3$ a s betonovou maticí číslo 1 ($f_{ck, is} = 33,396$ MPa) i číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa) není potřeba žádná smyková výztuž. I přesto dojde ke kolapsu zkušebního tělesa ohybovým namáháním, a ne smykovým. To neplatí u zkušebních těles s výztuží z uhlíkových vláken, kdy již při stupni vyztužení $\rho = 1,086\%$ a štíhlostním poměru $\frac{l}{d} = 3$ s betonovou maticí číslo 1 ($f_{ck, is} = 33,396$ MPa) je nutná smyková výztuž, aby došlo k porušení ohybovým namáháním. To ale není případ betonové matrice číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Velká část smykového namáhání je přenášena vlivem hmoždinkového efektu podélné výztuže.

Dalším sekundárním poznatkem zkoušek textilního betonu na trávčích $10 \times 10 \times 40$ cm je změna ideálního průběhu napětí v tahu za ohybu. Podle zatím dostupné literatury má mít textilní beton v tahu za ohybu průběh napětí podle pracovního diagramu z kapitoly 3.6.2. Ze získaných výsledků zkoušek je ale patrné, že u těles vyztužených výztuží ze skleněných vláken pracovní diagram textilního betonu v tahu za ohybu neplatí ve všech případech. Změna průběhu napětí typického pro textilní beton začíná s použitím betonové matrice o vyšších pevnostech, v tomto případě betonové matrice číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Oblast grafu IIb (vznik trhlin) se začíná výrazně rozšiřovat, až v některých případech nedojde k přechodu průběhu napětí do oblasti grafu IIb (konec vzniku trhlin, zvýšení tuhosti). Příklad změněného průběhu napětí je zachycen v grafu 10. Příčinou je vyšší tahová pevnost betonové matrice. Při vzniku trhliny přechází celkové tahové napětí v místě trhliny na výztuž ze skleněných vláken. Protože se jedná o okamžitý děj, není průřez textilní výztuže schopen přerozdělit napětí na vnitřní elementární vlákna v průřezu výztuže, a tím dojde k porušení vnější části průřezu textilní výztuže (vně orientovaných textilních vláken).

K praskání skleněných vláken přispívá i jejich křehkost. Při porušení textilních vláken vně průřezu výztuže dochází ruku v ruce i k prokluzu výztuže. Nicméně následně přece jenom dojde k pomalému přerozdělení napětí v průřezu textilní výztuže a k následnému zpevnění. Porušení výztuže při vzniku trhliny vede k nedosažení či k redukování oblasti pracovního diagramu IIb, ve které by mělo dojít ke zvýšení tuhosti a k tomu, že v tahu bude působit pouze textilní výztuž v tažené části průřezu. Z tohoto důvodu by měl být pracovní diagram této materiálové kombinace pozměněn na typický diagram „lineární se zpevněním“. V grafu 10 je představen tento pracovní diagram pro danou materiálovou kombinaci. Kvůli porušení textilních vláken při vzniku trhliny pravděpodobně není dosaženo ani maximálního napětí textilní výztuže v tahu. To potvrzují i hodnoty provedených zkoušek trámců vyztužených skleněnou výztuží s betonovou matricí číslo 1 ($f_{ck, is} = 33,396$ MPa) i číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Maximální hodnota momentu na mezi porušení je u trámce s betonovou matricí 1 vyztuženého výztuží Q97/Q97-AAE38 (charakteristická hodnota max. napětí v tahu za ohybu 10,30 MPa) dokonce menší než se stejnou výztuží a s betonovou matricí o vyšší pevnosti (charakteristická hodnota max. napětí v tahu za ohybu 9,774 MPa). V případě výztuže s větší průřezovou plochou Q145/Q145-AAE25 je nárůst charakteristických hodnot napětí v tahu za ohybu minimální z 11,346 MPa na 12,495 MPa.



Graf 10 – Průběh napětí pro různé typy trámců s různou betonovou směsí a rozdílným vyztužením

Změna typického průběhu napětí je znatelná i u betonových trámců vyztužených na smyk a ohyb výztužemi ze skleněných vláken. Průběh napětí sice odpovídá výchozímu materiálovému modelu představenému v kapitole 3.6.2, ale od



vzniku trhliny až do meze porušení dochází v grafu k poklesu napětí a znovu ke zpevnění. V grafu 10 jsou nalezeny desítky poklesů a nárůstů napětí. Důvodem změny průběhu napětí v oblasti IIa (vznik trhlín) je vliv výše orientovaných textilních prutů (výztuž ve tvaru „U“). Od oblasti IIa (vznik trhlín) dochází po přetržení textilních vláken v průřezu prutu v síti k přerozdělení tahového napětí na výše orientovanou výztuž. S vyšším počtem spolupůsobících prutů dochází k častějšímu prasknutí skleněných vláken – ke snížení napětí a následně po přerozdělení napětí ke zpevnění.

Co se týče průběhu napětí u trámů vyztužených textilní výztuží z uhlíkových vláken, odpovídá průběh napětí modelu představenému v kapitole 3.6.2. Obecně se dá říci, že při zvýšení míry vyztužení průřezu textilní výztuže z uhlíkových vláken dochází ke zkrácení oblasti vzniku trhlín IIb. Při smykovém vyztužení průřezu textilní výztuže z uhlíkových vláken ve tvaru „U“ dochází ke spolupůsobení výše položených prutů v síti. To ovlivňuje i průběh oblasti grafu IIb, ve kterém dochází k lehkým poklesům a ke zpevněním vlivem spolupůsobení textilní výztuže.

Nyní přistoupíme k problematice výpočtu maximálního momentu. U všech zkoušek trámů $10 \times 10 \times 40$ cm, které byly porušeny ohybovým namáháním, je hodnota momentu při mezi porušení obecně mnohem vyšší v porovnání s výpočtem pomocí metody mezních přetvoření. U výpočtu metodou konečných prvků v programu ATENA 2D odpovídají výsledky hodnotám získaným z provedených zkoušek. U trámů vyztužených výztuží ze skleněných vláken vykazují zkoušky v tahu za ohybu minimálně o 20 % větší hodnotu únosnosti, a to nezávisle na tom, zda šlo o vyztužení se smykovou, nebo bez smykové výztuže. Při přepočtu na centrické tahové napětí dosažené ve výztuži vychází charakteristické napětí u některých typů výztuže ze skleněných vláken i hodnoty 1723 MPa a běžně okolo 1600 MPa, přičemž výrobce udává pouze hodnotu 1100 MPa.

Vysoké hodnoty napětí v tahu výztuže nemohou být náhodné, protože byla použita pokaždé jiná šarže textilní výztuže z výroby a i o různých průřezových plochách. U trámů z uhlíkových vláken a betonové matrice číslo 2, u kterých nedošlo k porušení smykovým namáháním, vykazuje napětí v tahu textilní výztuže při ohybovém namáhání dokonce vyšších hodnot než ve výpočtu s materiálovými pevnostmi od výrobce. Tento fenomén je znázorněn na grafu 9. Trámce vyztužené podélnou a smykovou výztuží vykazují nezávisle na průřezové ploše až o 31 % vyšší pevnosti. Totéž samozřejmě platí o hodnotách tahového napětí v porovnání s pevnostními charakteristikami danými od výrobce. Aby bylo možné najít příčinu přenesení většího napětí textilní výztuží, než jaké udává výrobce, je důležité se vrátit k materiálovým vlastnostem textilního multivlákná. Multivlákná s rostoucí plochou a délkou ztrácí obecně vlivem rozměrového efektu na svoji pevnosti. Výrobce zřejmě udává hodnotu charakteristického napětí v tahu výztuže o délce prutu nebo sítě více než 60 cm. To je větší délka prutu výztuže než ve zkoumaném zkušebním tělese. Aby návrh momentu na mezi únosnosti odpovídal reálným zkouškám, je nutné zavést funkci rozměrového efektu, která bude zohledněna ve výpočtu.

Funkce rozměrového efektu pro textilní výztuž musí brát v úvahu maximální délku prutu při tahovém namáhání. Čím delší prut je zatížen tahovou silou, tím nižší tahovou silou je z důvodu fyzikálních nedokonalostí schopen přenést. Tato hypotéza musí být podložena reálnou zkouškou pro oba typy výztuže. Zkoušky rozměrového



efektu jsou představeny v rámci druhého tématu experimentální části disertační práce. Při zohlednění koeficientu rozměrového efektu bude návrh momentu metodou mezních přetvoření u malých konstrukčních prvků ekonomický a u velkých konstrukčních prvků nebude hrozit poddimenzování návrhu z důvodu udané vysoké hodnoty tahového napětí textilní výztuže.

V tabulkách číslo 14 a 15 jsou shrnuty všechny výsledky získané výpočtem metodou konečných prvků a metodou mezních přetvoření a reálnými zkouškami trámců. Grafické vyhodnocení každé zkoušky ve čtyřbodovém ohybu s výpočetními výsledky je k dispozici v příloze 7.1.

Výztuž	$f_{ck,ls}$ [MPa]	Max. napětí [MPa]	Char. hodnot a [MPa]	Návrh momentu – hodnota napětí v tahu za ohybu [MPa]	FEM výpočet momentu – hodnota napětí v tahu za ohybu [MPa]	Poměr návrh momentu / výsledek zkoušky	Poměr návrh momentu FEM / výsledek zkoušky	Typ poškození
Q97/Q97-AAE38 Smyk	71,23	13,061	11,393	10,094	12,621	77,28 %	96,63 %	ohyb
Q97/Q97-AAE38 Smyk	71,23	12,400	11,393	10,094	12,621	81,40 %	101,78 %	ohyb
Q97/Q97-AAE38 Smyk	71,23	11,932	11,393	10,094	12,621	84,60 %	105,78 %	ohyb
Q145/Q145-AAE25 Smyk	71,23	17,659	15,125	13,340	17,286	75,54 %	97,89 %	ohyb
Q145/Q145-AAE25 Smyk	71,23	15,855	15,125	13,340	17,286	84,14 %	109,03 %	ohyb
Q145/Q145-AAE25 Smyk	71,23	17,086	15,125	13,340	17,286	78,08 %	101,17 %	ohyb
Q95/Q95-CCE38 Smyk	71,23	22,149	18,189	18,524	22,500	83,63 %	101,58 %	ohyb
Q95/Q95-CCE38 Smyk	71,23	23,450	18,189	18,524	22,500	78,99 %	95,95 %	ohyb
Q95/Q95-CCE38 Smyk	71,23	19,716	18,189	18,524	22,500	93,95 %	114,12 %	ohyb
Q142/Q142-CCE38 Smyk	71,23	28,747	26,885	20,579	29,814	71,59 %	103,71 %	ohyb
Q142/Q142-CCE38 Smyk	71,23	29,987	26,885	20,579	29,814	68,63 %	99,42 %	ohyb
Q142/Q142-CCE38 Smyk	71,23	27,893	26,885	20,579	29,814	76,54 %	106,89 %	ohyb

Tabulka 14 – Porovnání výpočtů a reálných výsledků zkoušek trámců se smykovou výztuží



Výztuž	$f_{ck,ls}$ [MPa]	Max. napětí [MPa]	Char. hodnota [MPa]	Návrh momentu – hodnota napětí v tahu za ohybu [MPa]	FEM výpočet momentu – hodnota napětí v tahu za ohybu [MPa]	Poměr návrh momentu / výsledek zkoušky	Poměr návrh momentu FEM / výsledek zkoušky	Typ poškození
Q97/Q97-AAE38	33,396	10,800	10,300	6,397	10,500	59,23 %	97,22 %	ohyb
Q97/Q97-AAE38	33,396	11,694	10,300	6,397	10,500	54,70 %	89,79 %	ohyb
Q97/Q97-AAE38	33,396	11,034	10,300	6,397	10,500	57,98 %	95,16 %	ohyb
Q142/Q142-AAE25	33,396	15,658	11,346	8,454	11,442	53,99 %	73,07 %	ohyb
Q142/Q142-AAE25	33,396	12,597	11,346	8,454	11,442	67,11 %	90,83 %	ohyb
Q142/Q142-AAE25	33,396	15,672	11,346	8,454	11,442	53,94 %	73,01 %	ohyb
Q95/Q95-CCE38	33,396	13,232	14,550	13,117	15,018	99,13 %	113,50 %	smyk
Q95/Q95-CCE38	33,396	16,573	14,550	13,117	15,018	79,15 %	90,62 %	ohyb
Q95/Q95-CCE38	33,396	15,229	14,550	13,117	15,018	86,13 %	98,62 %	smyk
Q142/Q142-CCE38	33,396	17,693	14,703	17,150	15,240	96,93 %	86,14 %	smyk
Q142/Q142-CCE38	33,396	15,571	14,703	17,150	15,240	110,14 %	97,87 %	smyk
Q142/Q142-CCE38	33,396	16,948	14,703	17,150	15,240	101,19 %	89,92 %	smyk
Q97/Q97-AAE38	71,23	10,432	9,774	6,462	10,298	61,94 %	98,71 %	ohyb
Q97/Q97-AAE38	71,23	10,767	9,774	6,462	10,298	60,02 %	95,64 %	ohyb
Q97/Q97-AAE38	71,23	11,674	9,774	6,462	10,298	55,35 %	88,21 %	ohyb
Q142/Q142-AAE25	71,23	13,586	12,495	8,544	12,846	62,89 %	94,56 %	ohyb
Q142/Q142-AAE25	71,23	13,967	12,495	8,544	12,846	61,17 %	91,97 %	ohyb
Q142/Q142-AAE25	71,23	12,925	12,495	8,544	12,846	66,11 %	99,39 %	ohyb
Q95/Q95-CCE38	71,23	18,160	17,792	13,544	18,201	74,58 %	100,23 %	ohyb
Q95/Q95-CCE38	71,23	18,797	17,792	13,544	18,201	72,05 %	96,83 %	ohyb
Q95/Q95-CCE38	71,23	19,071	17,792	13,544	18,201	71,02 %	95,44 %	ohyb
Q142/Q142-CCE38	71,23	19,295	18,004	17,552	18,201	90,97 %	94,33 %	ohyb
Q142/Q142-CCE38	71,23	22,386	18,004	17,552	18,201	78,41 %	81,31 %	ohyb
Q142/Q142-CCE38	71,23	21,155	18,004	17,552	18,201	82,97 %	86,04 %	ohyb

Tabulka 15 – Porovnání výpočtů a reálných výsledků zkoušek trámů bez smykové výztuže

4.3 Rozměrový efekt – zkouška ve čtyřbodovém ohybu trámů

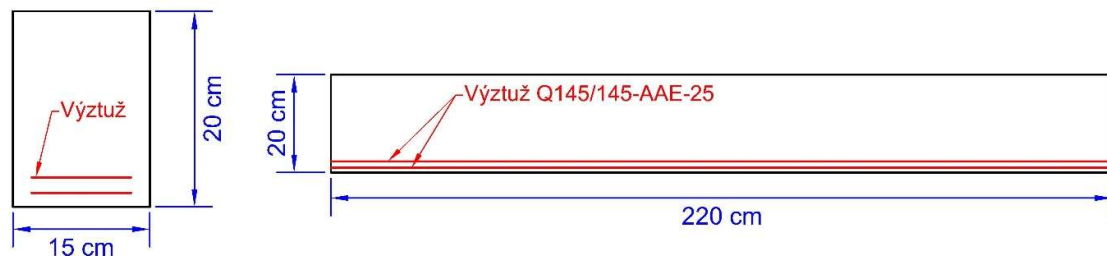
Druhým tématem experimentální části disertační práce je rozměrový efekt. Teorie rozměrového efektu je představena v kapitole 3.6.6. Pro ověření tohoto efektu byly vyrobeny nosníky o velikosti 15 × 20 × 220 cm vyztužené textilní výztuží ze skleněných a uhlíkových vláken. Výsledky zkoušek ve čtyřbodovém ohybu by měly nastínit problematiku rozměrového efektu textilního betonu.

4.3.1 Příprava zkušebních těles pro zkoušku

Pro ověření rozměrového efektu byly zvoleny nosníky o velikosti 15 × 20 × 220 cm. Velikost prvků nebyla zvolena náhodně. Průřez nosníku je trojnásobně vyšší než u trámů 10 × 10 × 40 cm. Vzhledem k štíhlostnímu poměru byl zvolen vyšší poměr než u trámů 10 × 10 × 40 cm. U trámů 10 × 10 × 40 cm nabývá štíhlostní poměr hodnoty $\frac{L}{d} = 3,333$. U nosníků 15 × 20 × 220 cm je hodnota štíhlostního poměru $\frac{L}{d} = 14,3$. Zvolení mnohem vyššího štíhlostního poměru má objasnit vliv rozměrového efektu textilní výztuže.

Průřez s výztuží

Rozpětí zkušebního tělesa



Obrázek 61 – Betonový nosník vyztužený textilní výztuží ze skleněných vláken

Pro betonáž nosníků bylo připraveno na míru vyrobené dřevěné bednění od firmy Wadle Bauunternehmung GmbH v německém Mnichově, které bylo následně převezeno do laboratoře Experimentálního centra Fakulty stavební ČVUT. Celkem byla pro ověření rozměrového efektu pro jeden druh výztuže vybetonována tři zkušební tělesa. Jako textilní výztuž byla použita výztuž ze skleněných vláken Q145/Q145-AAE25 a z uhlíkových vláken Q142/Q142-CCE38. Detailní popis výztuže se nachází v kapitolách 4.1.3 a 4.1.4.

Nejdříve byla připravena zkušební tělesa z textilní výztuže ze skleněných vláken. Jednalo se o lehčí úkol, protože po předběžných výpočtech nemusel být průřez vyztužen smykovou výztuží ve tvaru „U“, aniž by hrozilo, že selže při namáhání ve smyku. Dohromady byl průřez vyztužen dvěma řadami textilní výztuže o 12 prutech. Míra vyztužení je tedy stejná jako u trámů 10 × 10 × 40 cm. V obou případech se rovná 1,476 ‰. Textilní výztužná síť byla nařezána na požadované rozměry z objednané textilní sítě. Poté byly připraveny distanční prvky, aby bylo zajištěné krytí minimálně 1,0 cm z důvodu soudržnosti betonové matrice a výztuže. Jako distance byly použity obkladačské spárovací křížky, které byly uprostřed provrtány. Následně byl dvojicí spárovacích kroužků protažen tenký drátek a křížky byly k sobě navzájem

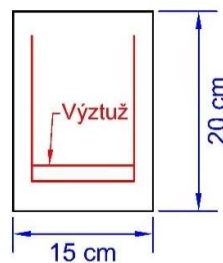
drátkem zafixovány. Dvojice spárovacích křížků byly uloženy jako distanční prvky pro první i druhou řadu výztuže příčně po dvojicích ve vzdálenosti 30 cm. Obě dvě řady výztužné sítě byly tenkým drátkem navzájem upevněny, tak aby byla zajištěna požadovaná poloha výztuže během betonáže. Výztuž byla tímto připravená.

Před uložením výztuže do dřevěného bednění bylo bednění nastříkáno odbedňovacím olejem. Do plně připraveného bednění byla uložena výztuž a zafixována do bednění proti hydrostatické síle čerstvé betonové směsi. Pro betonáž nosníků $15 \times 20 \times 220$ byla zvolena osvědčená betonová směs čísla 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Složení a vlastnosti betonové směsi jsou popsány v kapitole 4.1.1. Betonové bednění bylo umístěno na velkém vibračním stole. Po namíchání betonové směsi míchačkou s nuceným oběhem byla zahájena samotná betonáž. Uložení betonové směsi se provádělo ve vrstvách a po každé uložené vrstvě se vibračním stolem vibrovalo. Všechna tři zkušební tělesa byla úspěšně vybetonována.

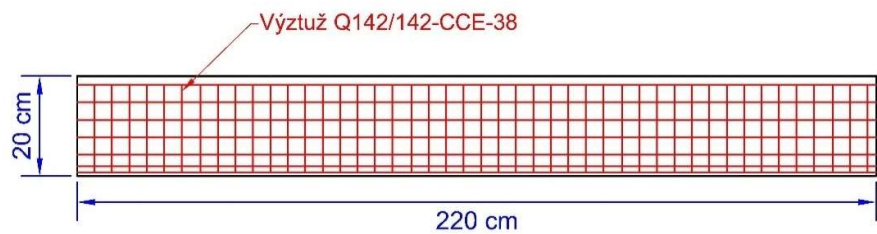
Po začátku tuhnutí betonové směsi v bednění byla přes bednění umístěna fólie jako ošetření betonového prvku. Nosníky byly skladovány při stálé vlhkosti a teplotě okolo $18\text{ }^{\circ}\text{C}$ v laboratoři Experimentálního centra Fakulty stavební ČVUT. Po dosažení pevnosti 28 dní byly nosníky odbedněny a připraveny pro zkoušku ve čtyřbodovém ohybu.

Druhým typem zkušebního tělesa je rozměrově stejný nosník $220 \times 20 \times 15$ cm, pouze s textilní výztuží z uhlíkových vláken. Protože nedošlo ke změně rozměrů nosníku, zůstává stejný i štíhlostní poměr vzhledem k trámčům o rozměrech $10 \times 10 \times 40$ cm. Betonový průřez nosníku byl vyztužen textilní sítí z uhlíkových vláken ve tvaru písmena „U“. Vyztužení průřezu je znázorněno na obrázku 64.

Průřez s výztuží



Rozpětí zkušebního tělesa



Obrázek 62 – Betonový nosník vyztužený textilní výztuží z uhlíkových vláken

Pokud by byl nosník vyztužen pouze podélnou výztuží bez smykové výztuže, nedošlo by k porušení namáháním v tahu za ohybu, ale smykovým namáháním. Proto byl nosník vyztužen výztuží ve tvaru „U“ obdobně jako u trámců $10 \times 10 \times 40$ cm. Trámce $10 \times 10 \times 40$ cm a nosník $15 \times 20 \times 220$ cm mají podobný poměr vyztužení průřezu blízký se k 2,0 ‰ (1,85 ‰). Příprava výztuže byla komplikovanější. Po vystřihání výztuže na požadované rozměry musela být výztuž zohýbána do tvaru „U“. Ohýbání se provádělo stejně jako u trámců $10 \times 10 \times 40$ cm pomocí horkovzdušné pistole. Při zahřátí výztuže začne epoxidová matrice textilní výztuže měknout a až do ochlazení epoxidové matrice je možné výztuž ohýbat. Všechna výztuž byla úspěšně zohýbána. Aby se dosáhlo požadované míry vyztužení průřezu, byla doplněna ještě druhá řada výztuže. Vyztužení průřezu se skládalo z výztuže ve tvaru „U“ doplněné o

druhou řadu výztuže. Druhá řada výztuže byla pomocí drátu upevněna k výztuži ve tvaru „U“. Poté byly pod první horizontální vrstvou výztuže a na vertikální část výztuže uloženy distanční prvky.

Před uložením výztuže do dřevěného bednění bylo bednění ještě nastříkáno bednicím olejem. Připravené bednění s výztuží bylo přesunuto na vibrační stůl a připraveno k betonáži. Nosníky $15 \times 20 \times 220$ cm vyztužené textilní výztuží z uhlíku byly vybetonovány stejnou betonovou směsí jako nosníky se skleněnou výztuží. Je to betonová směs číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Vlastnosti a složení betonové směsi jsou uvedeny v kapitole 4.1.1. Betonová směs namíchaná podle receptury byla ukládána ve vrstvách do bednění a po uložení každé vrstvy byla pomocí vibračního stolu ztuhněna. Všechny nosníky byly i v tomto případě úspěšně vybetonovány. K ošetření čerstvého betonového průřezu byla použita fólie, kterou bylo bednění zakryto. Nosníky byly po betonáži uskladněny v laboratoři Experimentálního centra Fakulty stavební ČVUT v Praze. Skladování probíhalo za konstantní vlhkosti a teploty okolo 18°C .

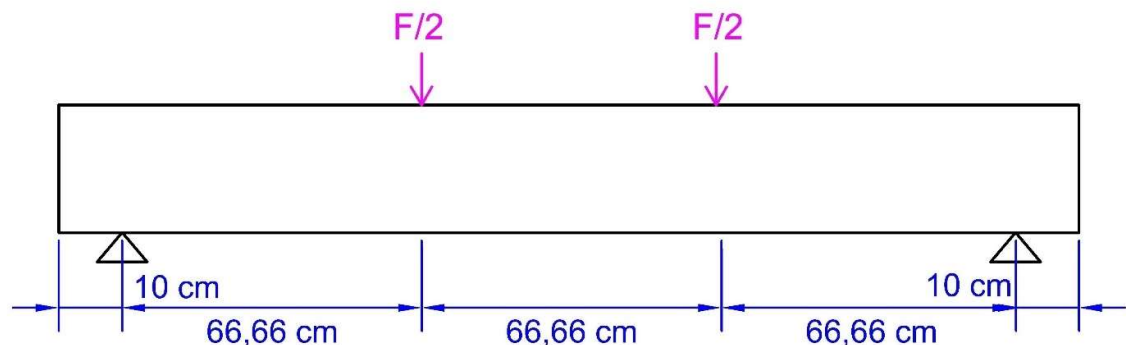
Po uplynutí 28 dní byly betonové nosníky odbedněny a převezeny do zkušební laboratoře, kde proběhla zkouška ve čtyřbodovém tahu za ohybu.

4.3.2 Uspořádání zkoušky ve čtyřbodovém ohybu

Uspořádání zkoušky je v porovnání s uspořádáním zkoušky podle ČSN EN 12390-5 modifikované. Rozdíl ve zkoušce mezi trémcem $10 \times 10 \times 40$ cm a nosíkem $15 \times 20 \times 220$ cm je ve změně rozpětí. Rozpětí nosníku, tedy vzdálenost mezi podporami, je 2,0 m. Přesah přes podpory nosníku je 10 cm na obou stranách nosníku. Podpory tvořila na každé straně nosníku ocelová plnostěnná trubka o průměru 40 mm navařená na ocelový plech. Po uložení nosníku na předem připravené podpory zatěžovacího rámu INOVA ZUZ 200 kN ve vzdálenosti 2,0 m byla po obou stranách betonového průřezu nainstalována měřicí čidla ke zjištění průhybu.

Jako měřicí čidla byla použita dvojice potenciometrických snímačů dráhy. Po

Statické schéma – čtyřbodový ohyb



Obrázek 63 – Statické schéma zkoušky ve čtyřbodovém ohybu

nainstalování měřicích snímačů byl na zkušební těleso uložen ocelový nosník jako roznášecí prvek síly od hydraulického lisu. Roznášecí prvek zajišťuje namáhání prvku ve čtyřbodovém ohybu a tvoří ho svařenec z dvou ocelových nosníků IPE 100 a dvou

ocelových tyčí s plnostěnným průřezem o průměru 40 mm. Ocelové trubky s plnostěnným průřezem nejsou pevně navařeny na svařenec z IPE profilů a jsou volné. Ocelové trubky s plnostěnným průřezem byly vždy ve třetinách rozpětí, to znamená 66,6 cm od osy k nejbližší podpoře. Po poslední kontrole uspořádání zkoušky byla následně zahájena samotná zkouška.

Zkouška byla nastavená předepsanou deformací. Rychlost předepsané deformace byla 0,5 mm/s. Na hydraulickém lisu byla měřena odezva síly při dané deformaci a zároveň byl měřen průhyb uprostřed rozpětí nosníku po obou stranách betonového průřezu. Měření probíhala kontinuálně až do porušení zkušebního tělesa.

Pro výpočet tahu za ohybu při zkoušce ve čtyřbodovém ohybu je možné převzít vzorec z kapitoly 4.2.2, protože rozpětí a změna betonového průřezu jsou zohledněny ve vzorci pro výpočet:

$$f_{cf} = \frac{F \cdot L}{d_1 d_2^2} \quad (45)$$

kde f_{cf} – pevnost v tahu za ohybu (MPa)

F – maximální síla při zkoušce ve čtyřbodovém ohybu (N)

d_1 – šířka průřezu trámce (mm)

d_2 – výška průřezu trámce (mm)



Obrázek 64 – Připravené uspořádání zkoušky s nosníkem krátce před zkouškou



4.3.3 Průběh zkoušek

V prvním kroku byla zkoušena zkušební tělesa vyztužená pouze podélnou textilní výztuží ze skleněných vláken s betonovou maticí číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Obecně se dá říci, že průběh napětí ve čtyřbodovém ohybu odpovídá pracovnímu diagramu textilní výztuže z kapitoly 3.6.5. To znamená, že po počátečním nárůstu zatížení je průběh napětí lineární až do vzniku první trhliny (bod A), kdy betonový průřez nedokáže zatížení dále přenést. Po vzniku trhliny přechází průběh napětí do oblasti IIb (vznik trhlín). Oblast vzniku trhlín by měla být ukončena a mělo by dojít k nárůstu tuhosti bez dalšího vzniku trhlín.

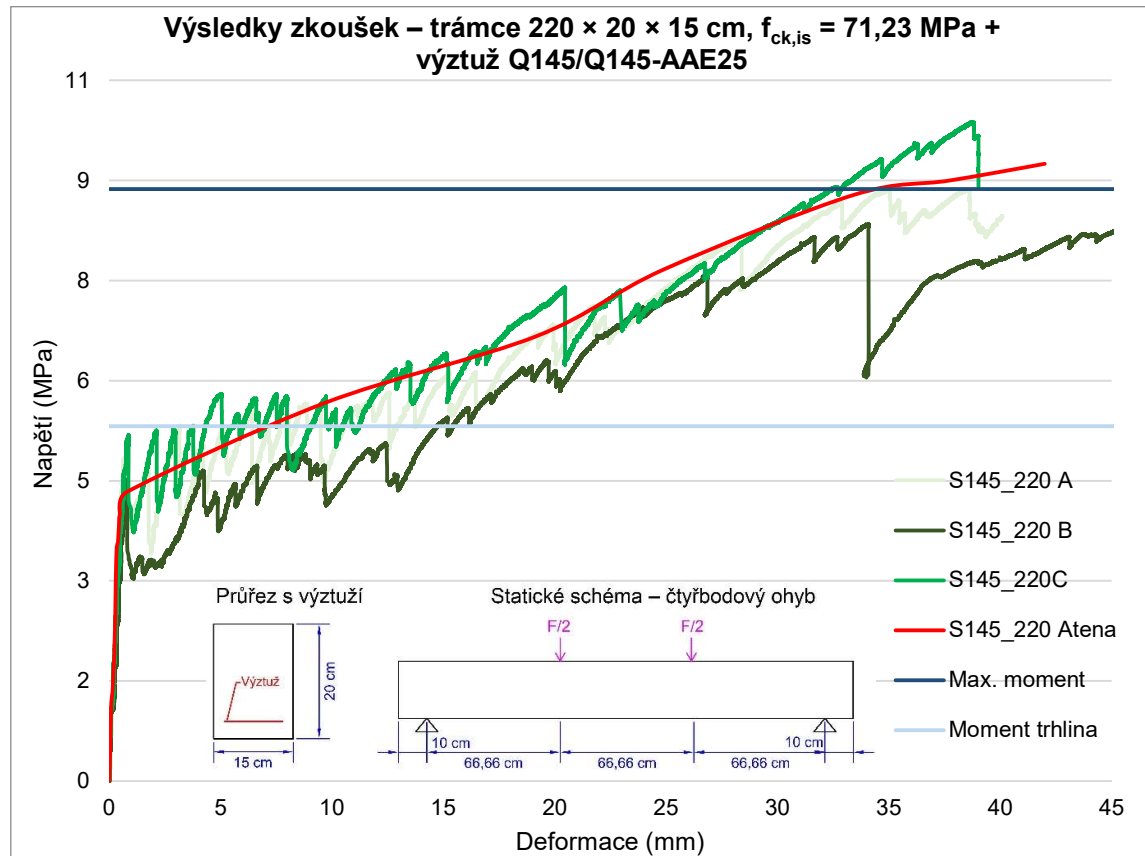
Během zkoušky v tomto případě ke zvýšení tuhosti vůbec nedošlo a tuhost zůstala od vzniku první trhliny konstantní až do porušení zkušební tělesa. Po vzniku první trhliny dochází k výraznému poklesu napětí a následně k jeho nárůstu – ke zpevnění. Tento jev pokračuje až do meze porušení průřezu. Od vzniku první trhliny až do meze porušení dochází směrem k bodu porušení k poklesu napětí a k následnému nárůstu napětí neboli ke zpevnění. To souvisí se vznikem mnoha trhlín na nosníku od $\frac{1}{4}$ až do $\frac{3}{4}$ jeho rozpětí, kdy dochází k přerozdělení napětí po délce průřezu. Při zkoušce vznikaly trhliny (zpravidla od čtyř do šesti trhlín), které se s nárůstem napětí rozvětvovaly při spodní hraně průřezu, a to až do porušení zkušební tělesa. Při vyhodnocení zkoušky dosáhla zkušební tělesa charakteristické hodnoty na mezi porušení v tahu za ohybu $\sigma_{max, char} = 7,707$ MPa. (Viz graf 11.)

Jako další zkušební těleso pro ověření rozměrového efektu byly zkoušeny ve čtyřbodovém ohybu podrobeny nosníky s textilní výztuží z uhlíkových vláken a s betonovou maticí číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Průběh napětí po zatížení ve čtyřbodovém tahu za ohybu obecně odpovídá vzorovému pracovnímu diagramu v tahu za ohybu textilního betonu. Průběh se liší v oblasti IIb, kde nedochází ke zvýšení tuhosti. Při prvotním nárůstu zatížení v tahu za ohybu je průběh napětí lineární a odpovídá oblasti I podle pracovního diagramu textilního betonu. Po vzniku trhliny (bod A pracovního diagramu) přechází graf do oblasti vzniku trhlín. Trhliny vznikají nejdříve v polovině rozpětí nosníku v závislosti na zatížení až po hranici vzniku trhlín, která se vymezuje $\frac{1}{4}$ až $\frac{3}{4}$ rozpětím nosníku. Oblast vzniku trhlín IIa se rozšiřuje a redukuje oblast grafu IIb. Počet poklesů napětí a zpevnění odpovídá reálně vzniklým trhlinám během zkoušky. Po ukončení vzniku trhlín oblasti grafu IIa by mělo v bodě B dojít ke zvýšení tuhosti zkušební tělesa, a to díky tomu, že v tažené části průřezu působí pouze textilní výztuž. To ale u žádného zkušební tělesa nenastává. Průběh napětí v oblasti IIb je lineární až do meze pevnosti zkušební tělesa. (Viz graf číslo 12.) Zkušební tělesa vykazovala charakteristickou hodnotu napětí na mezi pevnosti $\sigma_{max, char} = 21,522$ MPa.

4.3.4 Porovnání výsledků zkoušek s různými výpočty

Stejně jako v předchozí kapitole byly pro oba typy zkušebních těles provedeny dva typy výpočtů pro predikci maximálního momentu při vzniku trhliny a maximálního momentu na mezi únosnosti, a to metodou konečných prvků a metodou mezních

přetvoření. Nejprve budou představeny výsledky nosníku vyztuženého textilní výztuží ze skleněných vláken. Všechny výsledky jsou znázorněny v grafu 11.

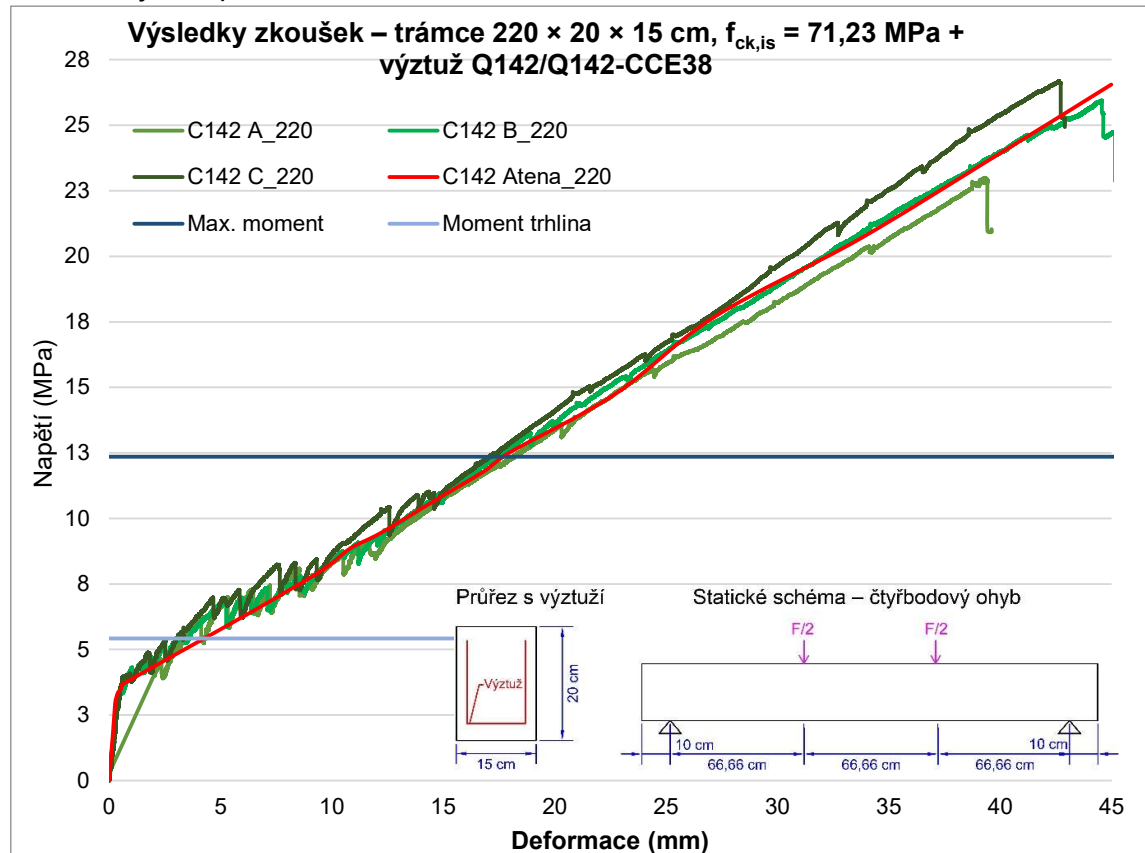


Graf 11 – Výsledky zkoušky ve čtyřbodovém ohybu nosníku s výztuží Q145/Q145-AAE25 a s rozpětím 2,0 m s predikcí momentu při vzniku trhliny a na mezi porušení

Z grafu 11 je zřejmé, že výpočetní metody (metoda konečných prvků v programu ATENA 2D a metoda mezních přetvoření) pro vyčíslení maximálního momentu mají dobrou shodu s reálnými zkouškami. Pro výpočet maximálního momentu metodou mezních přetvoření byly použity pevnostní charakteristiky textilní výztuže od výrobce a materiálové charakteristiky betonové matrice číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Naopak u výpočtu hodnoty momentu při vzniku trhliny je hodnota výpočtů lehce vyšší. Příčina bude představena v následující kapitole.

Během druhé série zkoušek byly zkoušce ve čtyřbodovém ohybu podrobeny nosníky vyztužené podélnou a smykovou výztuží z uhlíkových vláken. I pro tento typ nosníku byly provedeny výpočty metodou konečných prvků a metodou mezních přetvoření pro výpočet maximálního momentu na mezi porušení. Výpočty metodou mezních přetvoření byly provedeny na základě pevnostních charakteristik od výrobce. Výpočty metodou mezních přetvoření vykazují o téměř 50 % nižší únosnost než dosažené výsledky. Průběh napětí vyčíslený v programu ATENA 2D odpovídá průběhu všech zkoušek výborně. Výpočet momentu podle kapitoly 3.6.2 při vzniku trhliny vykazuje lehce vyšší hodnoty, než jakých bylo dosaženo při zkouškách na zkušebních tělesech. Moment při vzniku trhliny stanovený programem ATENA 2D souhlasí s výsledkem zkoušky, protože je ve výpočtu programem ATENA 2D

automaticky zohledněn rozměrový efekt betonové matrice. Výsledky všech zkoušek a výpočtů jsou znázorněny v grafu 12. Příčina odchylky výpočtu metodou mezních přetvoření vůči získaným výsledkům z experimentálních zkoušek bude představena v následující kapitole.



Graf 12 – Výsledky zkoušky ve čtyřbodovém ohybu nosníku s výztuží Q142/Q142-CCE38 a s rozpětím 2,0 m s predikcí momentu při vzniku trhliny a na mezi porušení

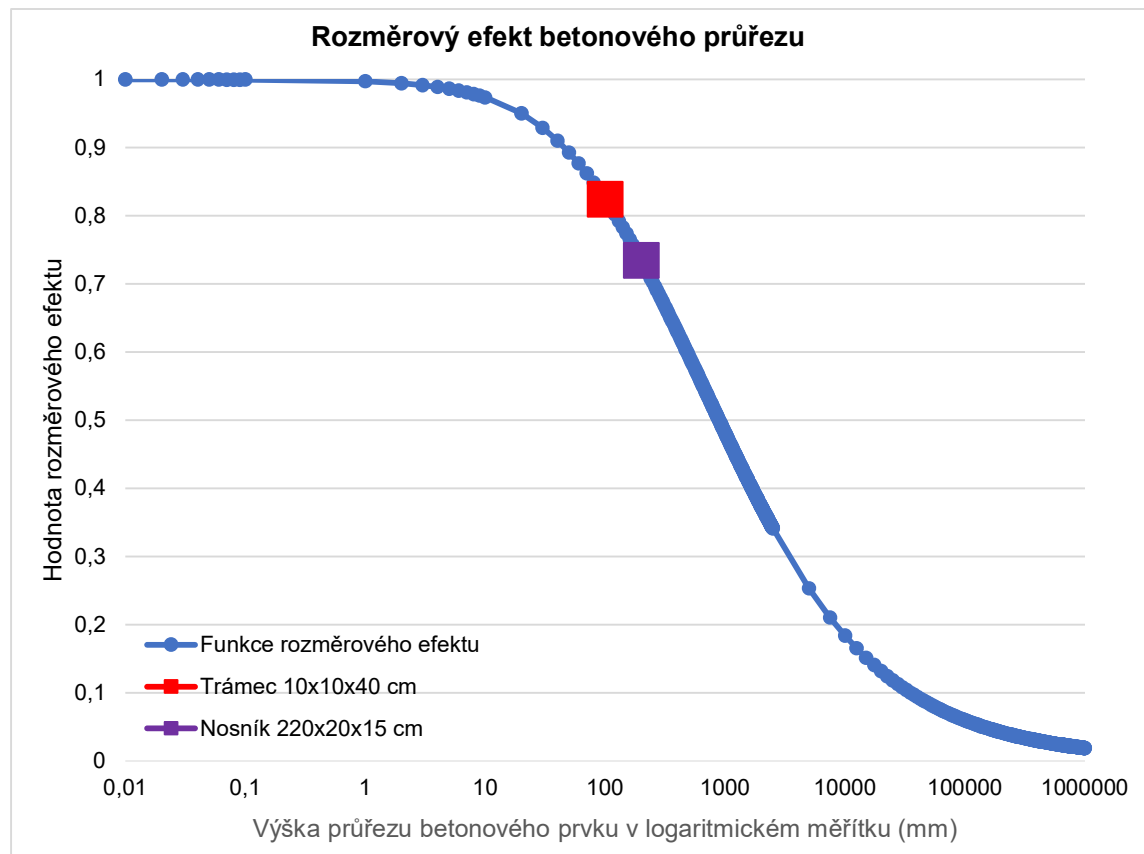
4.3.5 Shrnutí problematiky a poznatků

V druhém bodu disertační práce byl ověřen vliv rozměrového efektu na ohybovou únosnost textilního betonu. Nejprve budou zmíněny sekundární poznatky získané z představených zkoušek.

Nosník vyztužený textilní výztuží ze skleněných vláken při míře vyztužení $\rho = 1,476 \%$, se štíhlostním poměrem $\frac{l}{d} = 15,4$ a s betonovou maticí číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23 \text{ MPa}$) není nutné vyztužovat smykovou výztuží. I přesto dosáhne meze porušení ohybovým namáháním. Vzhledem k průběhu napětí docházelo od vzniku první trhliny k neustálému poklesu napětí a následnému nárůstu napětí – ke zpevnění. Tento děj byl sledovatelný i u trámců $10 \times 10 \times 40 \text{ cm}$. Jak bylo u trámců $10 \times 10 \times 40 \text{ cm}$ v kapitole 4.2.6 popsáno, souvisí tento jev s přerozdělením napětí v tahu za ohybu při vzniku trhliny. Po vzniku první trhliny se veškerá tahová síla okamžitě přenáší do výztuže, u které po okamžitém nárůstu tahového napětí dochází k popraskání částí vnějších textilních vláken v kombinaci s prokluzem výztuže z betonové matrice. Tím dochází i k náhlému lokálnímu snížení napětí. Po popraskání částí vnějších vláken

a prokluzu výztuže z betonové matrice dochází k přerozdělení tahového napětí v průřezu textilního prutu na další neporušená textilní vlákna, a tím i ke zpevnění.

V důsledku štíhlostního poměru $\frac{L}{d} = 15,4$ nedochází ke vzniku pouhých dvou trhlin uprostřed rozpětí, ale ke vzniku několika rozvětvených ohybových trhlin. To ovlivní i průběh grafu, kdy dochází k velkému množství poklesů a k následnému nárůstu napětí. Tento jev probíhá téměř až do meze porušení zkušebního tělesa. Tento jev se snižuje se zvyšováním výšky průřezu, protože se tím snižuje celková pevnost betonu v tahu za ohybu vlivem rozměrového efektu betonové matrice. A pravděpodobně se tento jev dále snižuje s mírou vyztužení průřezu a snížením rychlosti zatěžování. Všechna tato zjištěná tvrzení musí být ověřena dalšími zkouškami.



Graf 13 – Průběh funkce rozměrového efektu pro betonový průřez

V následující části kapitoly přistoupíme k problematice vlivu rozměrového efektu na textilní výztuž z uhlíkových vláken a na betonový průřez. Z výsledků ohybových zkoušek na betonových prvcích vyztužených textilní výztuží ze skleněných vláken je zjevný vliv rozměrového efektu na betonovou matrici a textilní výztuž. Vliv rozměrového efektu na betonový průřez je známý – mění s typem betonové matrice a s výškou betonového průřezu. Hodnotu rozměrového efektu pro betonový průřez je možné vyčíslit na základě odborných článků a podle rovnice prof. Bažanta [27]:



$$\phi(d) = \frac{1}{\sqrt{1 + \lambda_0 \cdot d_a}} \quad (46)$$

kde d – účinná výška průřezu

kde λ_0 – empirická konstanta – podle zdroje [27] $\lambda_0 = 25$

kde d_a – maximální velikost zrna kameniva v betonové matici – $d_a = 4 \text{ mm}$

Výše byl představen vliv rozměrového efektu v závislosti na výšce betonového průřezu vyztuženého textilní výztuží ze skleněných vláken. Celkové snížení pevnosti vlivem rozměrového efektu je kombinace rozměrového efektu betonové matrice a textilní výztuže. Tento jev se projevuje při porovnání výsledků zkoušky ve čtyřbodovém ohybu trámců $10 \times 10 \times 40 \text{ cm}$ a $15 \times 20 \times 220 \text{ cm}$ se stejnou mírou vyztužení a betonovou maticí číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23 \text{ MPa}$). Z vyhodnocení rozměrového efektu betonové matrice z grafu 13 vychází, že dojde ke snížení únosnosti betonového prvku z důvodu rozměrového efektu betonové matrice zhruba o 10 % z celkového snížení pevnosti v tahu za ohybu. Zbylé snížení únosnosti textilního prvku o 29 % v tahu za ohybu je způsobeno délkovým vlivem rozměrového efektu na textilní výztuž, a to i přesto, že oba prvky byly vyztuženy stejným poměrem vyztužení $\rho = 1,476\%$.

Délkový vliv rozměrového efektu byl porovnán mezi rozpětím trámce s délkou 30 cm a rozpětím nosníku o délce 200 cm. Poměr obou délek je 6,66 při snížení pevnosti o již zmíněných zhruba 29 %. Příčinou snížení únosnosti na mezi porušení je vliv rozměrového (délkového) efektu na textilní výztuž z důvodu nedokonalosti textilního multivlákná po délce. Pokud budou provedeny zkoušky v osovém tahu multivláken s různými délkami od 50 mm až do 500 mm, bude se spolu se zvýšením délky výztuže snižovat pevnost multivlákná. Tento jev je patrný u textilních skleněných vláken i při zabetonování v betonové matici.

Jakým způsobem by bylo možné zohlednit závislost délky textilní výztuže za pomoci funkce snížení či zvýšení pevnosti? Dle mého názoru je možné využít vzorec pro rozměrový efekt od prof. Bažanta a upravit funkci rozměrového efektu. Namísto proměnné výšky průřezu bude ve vzorci zohledněna délka prutu z textilní výztuže ze skleněných vláken. Poté je možné vyjádřit funkci rozměrového efektu pro textilní výztuže ze skleněných vláken následovně:

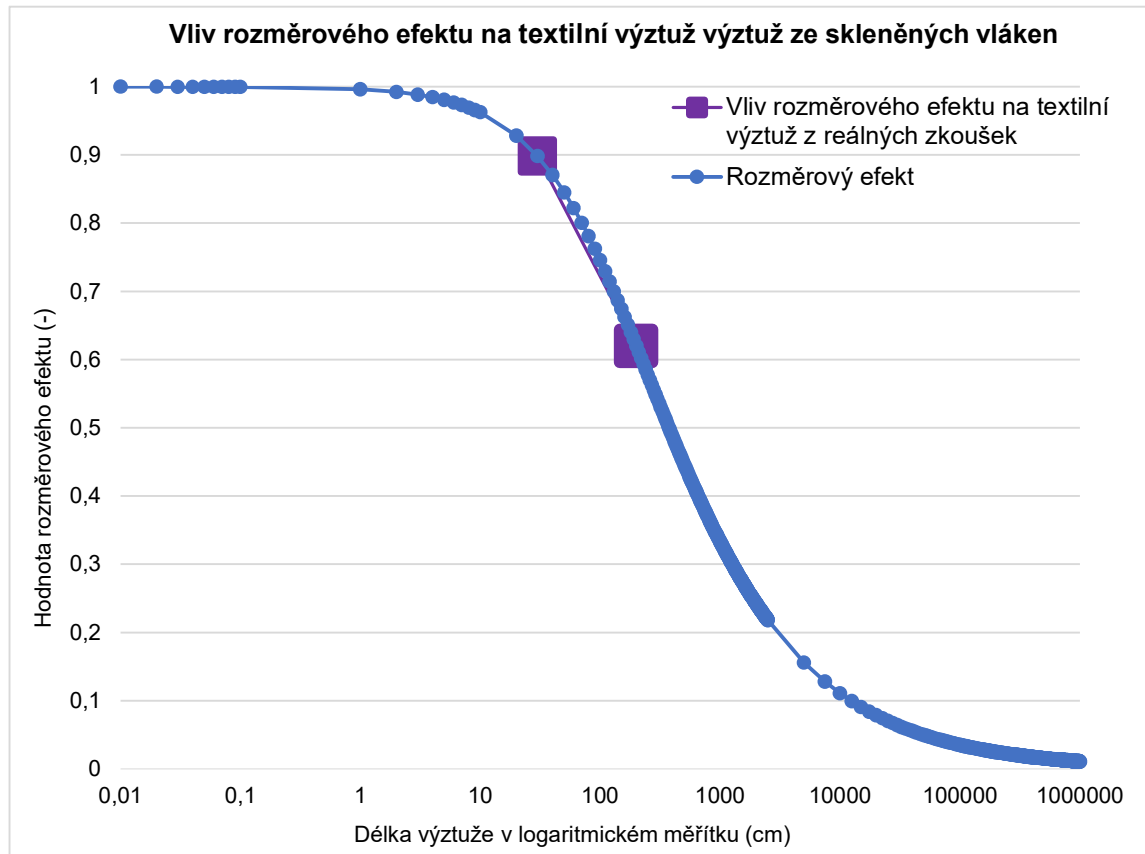
$$\phi(L) = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{L}{L_0}}} \quad (47)$$

kde d – délka textilní výztuže

L_0 – empirická konstanta vypočtená podle iterace na základě reálných výsledků $L_0 = 125$

Průběh funkce rozměrového efektu je znázorněn na grafu 14. Dále je zde vyznačen interval mezi výsledky dvou zkoušek na trámcích o rozpětí 30 cm a 200 cm. Mezi těmito ověřenými body se bude pevnost výztuže v závislosti na délce pohybovat.

Horní oblast predikce rozměrového efektu do dosažení délky 30 cm výztuže se jeví rovněž jako reálná. Jak se ale bude chovat pevnost výztuže po překročení délky 200 cm, je nutné ověřit dalšími zkouškami. Při srovnání charakteristických hodnot průřezu při stejném vyztužení $\rho = 1,476 \text{ ‰}$ nabývají hodnoty napětí v tahu za ohybu trámů $10 \times 10 \times 40 \text{ cm}$ $\sigma_{\max, \text{char}} = 12,495 \text{ MPa}$ při charakteristické hodnotě napětí v tahu výztuže $\sigma_{t, \max, \text{char}} = 955,5 \text{ MPa}$. U nosníků $220 \times 20 \times 15 \text{ cm}$ nabývá napětí v tahu za ohybu maximální hodnotu $\sigma_{\max, \text{char}} = 7,707 \text{ MPa}$ při charakteristické hodnotě napětí v tahu výztuže $\sigma_{t, \max, \text{char}} = 1229 \text{ MPa}$ v tahu.



Graf 14 – Průběh funkce rozměrového efektu pro textilní výztuž ze skleněných vláken

V předchozí kapitole byl představen vliv rozměrového efektu betonové matrice a textilní výztuže. Protože oba rozměrové efekty působí současně, musí být násobeny hodnotou napětí, která není ovlivněna rozměrovým efektem – tj. ideální hodnotou napětí. Vzorec pro vyčíslení napětí v tahu za ohybu prvku z textilního betonu je představen v rovnici číslo 48. Ideální hodnota napětí je hodnota, které by dosáhl jakýkoli prvek z textilního betonu při použití dokonalých materiálů bez materiálových defektů. Ideální hodnota napětí by u této materiálové kombinace nabývala hodnot $\sigma = 13,914 \text{ MPa}$. Při zohlednění rozměrového efektu betonové matrice a textilních vláken pro nosník o délce rozpětí 200 cm po odečtení z představených grafů vychází hodnota, která přesně odpovídá výsledkům reálných zkoušek.

$$\sigma(L, d) = \phi(L) * \phi(D) * \sigma \quad (48)$$



$$\sigma(L, d) = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{L}{L_0}}} * \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{d}{\lambda_0 * d_a}}} * \sigma$$

Dále budou vyhodnoceny poznatky rozměrového efektu textilní výztuže z uhlíkových vláken Q142/Q142-CCE38. V tomto případě se vliv rozměrového efektu nepotvrdil, ba naopak. Při srovnání charakteristických hodnot v tahu za ohybu průřezu při téměř stejném vyztužení ($\rho = 1,85 \text{ ‰}$ nosník $220 \times 20 \times 15 \text{ cm}$ ku $\rho = 2,22 \text{ ‰}$ trámce $10 \times 10 \times 40 \text{ cm}$) nabývají hodnoty napětí v tahu za ohybu u trámců $10 \times 10 \times 40 \text{ cm}$ $\sigma_{\max, \text{char}} = 26,885 \text{ MPa}$ při charakteristické hodnotě napětí ve výztuži $\sigma_{t, \max, \text{char}} = 2301,1 \text{ MPa}$ v tahu. U nosníků $220 \times 20 \times 15 \text{ cm}$ nabývá hodnota maximálního napětí v tahu za ohybu $\sigma_{\max, \text{char}} = 21,520 \text{ MPa}$ při charakteristické hodnotě napětí ve výztuži $\sigma_{t, \max, \text{char}} = 2477,9 \text{ MPa}$ v tahu.

Trojnásobným zvětšením prvku z textilního betonu sice dochází ke snížení napětí v tahu za ohybu, ale to je způsobeno ne úplně stejnou mírou vyztužení prvku. Při přepočtu na plochu výztuže dochází ke zvýšení napětí v textilní výztuži u trojnásobně většího prvku, než je trámec $10 \times 10 \times 40 \text{ cm}$. Při porovnání hodnot napětí textilní výztuže u obou prvků je hodnota napětí v tahu ve výztuži u většího prvku o $176,8 \text{ MPa}$ vyšší!

Příčinou je dle mého názoru lepší přerozdělení tahového napětí v tažené části průřezu s navýšením počtu textilních multivláken a delší oblast namáhaná ohybovým namáháním o stejném napětí ($0,666 \text{ cm}$). Představme si následující rozdíl, kdy u malých trámců $10 \times 10 \times 40 \text{ cm}$ došlo zpravidla ke vzniku dvou ohybových trhlin. Po vzniku dvou ohybových trhlin s nárůstem napětí vykazovala textilní výztuž maximální napětí v místě trhliny. Protože koncentrace napětí probíhala pouze na dvou místech po krátkou dobu, nedošlo k úplné aktivaci průřezu textilní výztuže. V případě delšího nosníku měla textilní výztuž delší časový interval na aktivaci průřezu. Vznikl i větší počet trhlin.

Při zkouškách vzniklo až 20 trhlin. Po vzniku první ohybové trhliny je největší hodnota napětí ve výztuži v místě trhliny. Při dalším nárůstu napětí v tahu za ohybu po vzniku první trhliny nedochází k poškození textilní výztuže, ale ke vzniku další ohybové trhliny z důvodu prokluzu výztuže v betonové matici.

Na přetržení vnějších vláken průřezu textilního betonu je potřeba větší množství energie než na vznik dalších ohybových trhlin. Textilní výztuž je s přibývajícím časem schopná aktivovat uvnitř umístěná textilní vlákna v průřezu prutu, a tím dochází ke zvýšení pevnosti textilní výztuže. Po ukončení fáze vzniku trhlin přechází průběh napětí do fáze zpevnění díky tomu, že v tažené části průřezu působí pouze textilní výztuž. Tento jev je nutné ověřit dalšími čtenými zkouškami. Průkazné zkoušky je možné provést pouze na výztuži pomocí zkoušky v osovém tahu. Textilní prut by měl být nejprve podroben dlouhodobému zatížení do 50 ‰ maximální únosnosti a po ukončení fáze předtížení by měl být podroben zkoušce v osovém tahu až do porušení prvku.

4.4 Dynamická ohybová zkouška ve čtyřbodovém ohybu

Třetím cílem disertační práce je zjistit účinky dynamického namáhání, případně únavy na únosnost textilního betonu. Pro ověření dynamických účinků na textilní beton byly vybetonovány čtyři různé materiálové kombinace trámců 10 × 10 × 40 cm. Po výrobě trámců byly trámce vystaveny dynamickému namáhání a nakonec pro ověření účinků dynamického zatížení statické zkoušce ve čtyřbodovém ohybu.

4.4.1 Příprava zkušebních těles pro zkoušku

Aby byly ověřeny předpoklady či zodpovězeny nevyjasněné otázky chování textilního betonu při dynamickém zatěžování, byly vyrobeny dohromady čtyři typy zkušebních těles. Rozměrově jsou všechna tělesa stejná, mají velikost 10 × 10 × 40 cm. Liší se ale v použitých materiálech. Pro každý typ trámců byly vybetonovány tři trámce.

První typ trámců (1 a 2) byly trámce s textilní výztuží z uhlíkových vláken Q145/Q145-AAE25. Trámce typu 1 byly vybetonovány betonovou směsí číslo 2 ($f_{ck,is} = 71,23$ MPa). Trámce typu 2 byly vybetonovány vláknobetonovou směsí číslo 3 ($f_{ck,is} = 114,08$ MPa). Příprava výztuže byla pro všechna zkušební tělesa stejná. Trámce opatřené textilní výztuží ze skleněných vláken byly vyztuženy pouze podélnou výztuží

Betonová směs	Tlak $f_{ck,is}$ [MPa]	Tah za ohybu $f_{ctk,is}$ [MPa]	Typ výztuže	Plocha prutu [mm ² /m]	Vzdálenost prutů [mm]	Char. hodnota v tahu podélně $f_{ct,is}$ [MPa]	Char. hodnota v tahu příčně $f_{ct,is}$ [MPa]	Typ vyztužení
Betonová směs 2	71,23	5,281	Q145/145-AAE-25	3,69	25	1100	1100	Podélná výztuž
Betonová směs 3	114,08	16,265	Q145/145-AAE-25	3,69	25	1100	1100	Podélná výztuž
Betonová směs 2	71,23	5,281	Q142/142-CCE-38	5,42	38	1900	2100	„U“
Betonová směs 3	114,08	16,265	Q142/142-CCE-38	5,42	38	1900	2100	„U“

Tabulka 16 – Zkušební tělesa vyrobená pro zkoušku textilního betonu při dynamickém zatížení

bez smykové výztuže. V trámcích byla použita pouze výztuž s větší průřezovou plochou Q145/145-AAE-25. Vyztužení pouze podélnou výztuží bylo zvoleno na základě zkušeností z předchozích zkoušek. Při štíhlostním poměru $\frac{L}{d} = 14,3$ a míře vyztužení 1,476 % není nutné betonový průřez vyztužovat na namáhání smykem. Až na betonáž vláknobetonovou směsí je postup přípravy výztuže a betonáže shodný s přípravou trámců. (Viz kapitola 4.2.1, strana 92.)

Betonáž vláknobetonem – betonová směs číslo 3 ($f_{ck,is} = 114,08$ MPa) – byla provedena obdobně jako u jiných betonových směsí. Betonová směs byla ukládána ve vrstvách do ocelového bednění a po uložení každé vrstvy vibrována na vibračním stole. Během betonáže byla neustále sledována homogenita betonové směsi, která byla výborná. Probetonování textilní výztuže bylo úspěšné, a to i přesto, že oko



v textilní síti má rozměr 25 mm × 25 mm a v betonové směsi číslo 3 byla použita dlouhá ocelová vlákna o délce 30 mm s hmotnostním zastoupením v betonové směsi 50 kg/m³. Všechny materiálové kombinace trámců pro dynamické zkoušky jsou uvedeny v tabulce 16.

Druhý typ trámců jsou trámce typu 3 a 4. Trámce 3 a 4 byly vyztuženy textilní výztuží z uhlíkových vláken o vyšší průřezové ploše Q142/142-CCE-38. Trámce typu 3 byly vybetonovány betonovou směsí číslo 2 ($f_{ck,is} = 71,23$ MPa) a trámce typu 4 vláknobetonovou směsí číslo 3 ($f_{ck,is} = 117,22$ MPa).

Oba typy zkušebních těles jsou vyztuženy podélnou i smykovou výztuží. Betonový průřez je vyztužen výztuží ve tvaru „U“. Příprava výztuže, příprava ocelových forem a betonáž probíhaly stejně jako při přípravě zkušebních těles pro ohybové zkoušky. (Viz kapitola 4.2.1.) Jediným rozdílem byla u trámců 4 betonáž vláknobetonovou směsí číslo 3 ($f_{ck,is} = 114,08$ MPa). Tak jako v případě trámců vyztužených textilní sítí ze skleněných vláken s velikostí oka 25 mm došlo i u textilní sítě z uhlíkových vláken s velikostí oka 38 mm k dobrému probetonování výztuže a k úspěšné betonáži. Betonová směs byla ukládána ve vrstvách a po uložení každé vrstvy důkladně vibrována. Během betonáže vykazovala betonová směs dobrou homogenitu. Celkem byly pro dynamické zkoušky vybetonovány čtyři typy trámců v sérii po třech zkušebních tělesech. Dohromady bylo vybetonováno 12 zkušebních těles s různými materiálovými kombinacemi. Všechny vyrobené trámce jsou uvedené v tabulce 17.

Betonová směs	Tlak $f_{ck,is}$ [MPa]	Tah za ohybu $f_{ctk,is}$ [MPa]	Typ výztuže	Typ vyztužení	Spodní mez zatížení [kN]	Horní mez zatížení [kN]	Procentuální vyjádření k ref. zkušebním tělesům
Betonová směs 2	71,23	5,281	Q145/145-AAE-25	Podélná výztuž	28	42	50–75 %
Betonová směs 3	117,22	16,265	Q145/145-AAE-25	Podélná výztuž	32	49	50–75 %
Betonová směs 2	71,23	5,281	Q142/142-CCE-38	„U“	50	75	50–75 %
Betonová směs 3	117,22	16,265	Q142/142-CCE-38	„U“	60	90	50–75 %

Tabulka 17 – Hodnoty dolní a horní meze dynamického zatížení



4.4.2 Uspořádání zkoušky ve čtyřbodovém ohybu

Pro ověření dynamických účinků byly provedeny dva typy zkoušek – dynamická zkouška ve čtyřbodovém ohybu a statická ve čtyřbodovém ohybu. Provedení dynamické a statické zkoušky je důležité pro zjištění účinků únavy při dynamickém zatížení.

První zkouškou je dynamický čtyřbodový ohyb. Pokud jde o uspořádání statické a dynamické zkoušky čtyřbodovým ohybem, není zde téměř žádný rozdíl. Změnila se pouze měřicí technika, a to kvůli dynamickému zatěžování. Jako měřicí snímače dráhy byly použity indukční snímače dráhy IWT 302. Uspořádání zkoušky odpovídá ČSN EN 12390-5 a je popsáno v kapitole 4.2.2.

Dynamická zkouška se odlišuje v působení síly na zkušební těleso. Na základě předběžných výpočtů a výsledků referenčních těles byly stanoveny konkrétní hodnoty rozmezí, ve kterém bude zkušební těleso zatěžováno. Procentuálně byla tělesa zatěžována v rozmezí 50–75 % své maximální referenční únosnosti v tahu za ohybu. Hodnoty 50–75 % byly zvoleny, protože cílem bylo dosáhnout již při prvních kmitých zatížení vzniku ohybových trhlin. To je důkazem, že dynamické zatížení nepřenáší pouze betonová matrice v tahu a že je zatížena textilní výztuž v tažené části průřezu. Stanovené konkrétní hodnoty pro každý typ zkušební tělesa jsou v tabulce 17.

Řízení síly od daných krajních mezí bylo řízeno funkcí SIN. Frekvence zatěžování byla stanovena na 5 Hz. Počet cyklů byl stanoven minimálně na 10^5 , což je dostatečný počet na to, aby se projevila únavy při dynamickém zatěžování. Tento předpoklad mohou potvrdit jenom provedené zkoušky. Po dosažení minimálně 10^5 zatěžovacích cyklů byla zkouška při dynamickém zatížení ukončena. Podmínkou samozřejmě bylo, že během zkoušky nedošlo při dynamickém zatěžování k porušení zkušební tělesa. Poté se přistoupilo ke statické zkoušce. Všechna tělesa byla po ukončení dynamické zkoušky demontována a přesunuta z uspořádání zkoušky při dynamickém zatížení do uspořádání pro statickou zkoušku ve čtyřbodovém tahu za ohybu. Zkouška probíhala podle ČSN EN 12390-5 a byla řízena předepsanou deformací 0,2 mm/s. Zkouška ve čtyřbodovém ohybu probíhala až do porušení zkušebních těles.

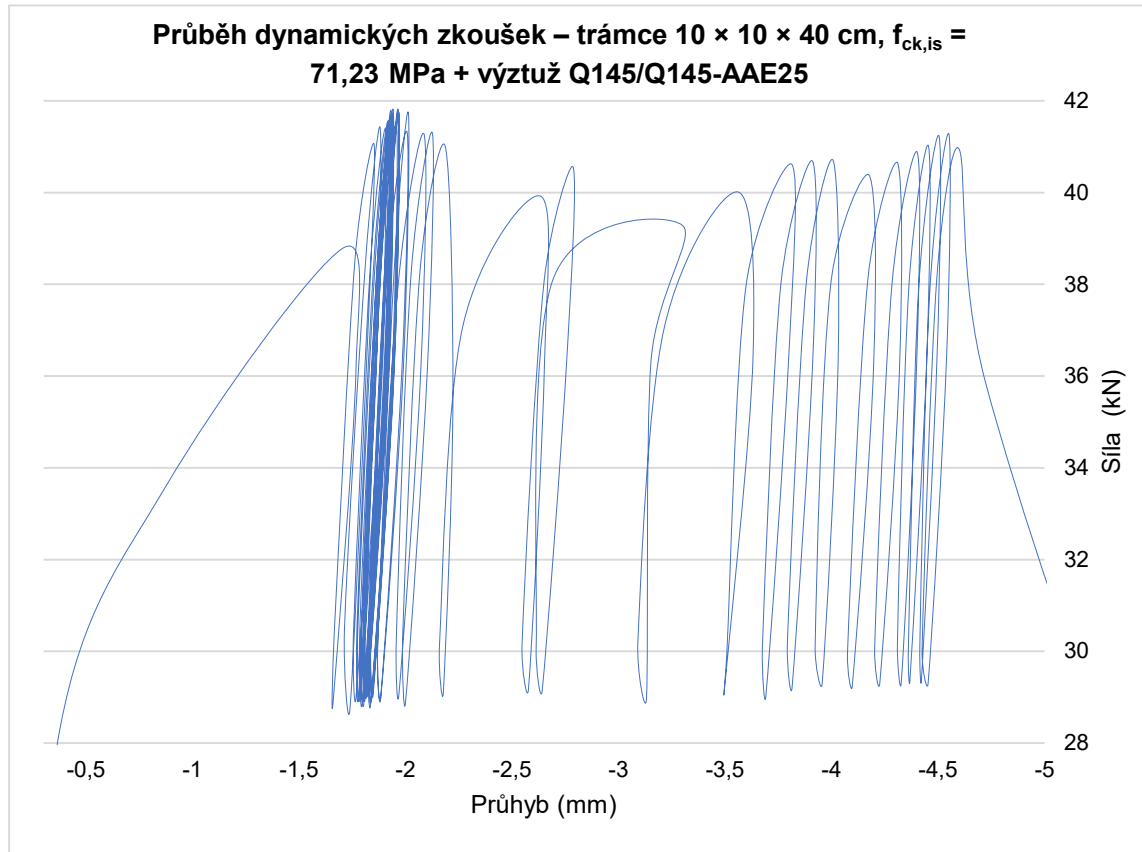
Výpočet napětí v tahu za ohybu byl v rámci disertační práce již několikrát představen. (Viz kapitola 4.2.2.) Výsledkem zkoušky jsou hodnoty zbytkové pevnosti po dynamickém předtížení zkušebních těles.

4.4.3 Průběh dynamických zkoušek

První sérií zkušebních těles byla tělesa vyztužena textilní výztuží ze skleněných vláken Q145/145-AAE-25 s betonovou matricí číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Po startu dynamického namáhání na první zkušební těleso došlo již po dosažení 329 kmitů ke kolapsu ohybovým namáháním. I přesto došlo po prvních jednotkách kmitů zatížení ke vzniku dvou ohybových trhlin. U druhého zkušební tělesa došlo po zavedení cyklického zatížení po jednotkách kmitů ke vzniku ohybových trhlin. Druhé zkušební těleso přeneslo minimální stanovený počet zatěžovacích cyklů a zkouška byla

ukončena. Druhé zkušební těleso mohlo být podrobeno i statické zkoušce ke zjištění zbytkové pevnosti. Třetí zkušební těleso vykazovalo chování stejně jako první.

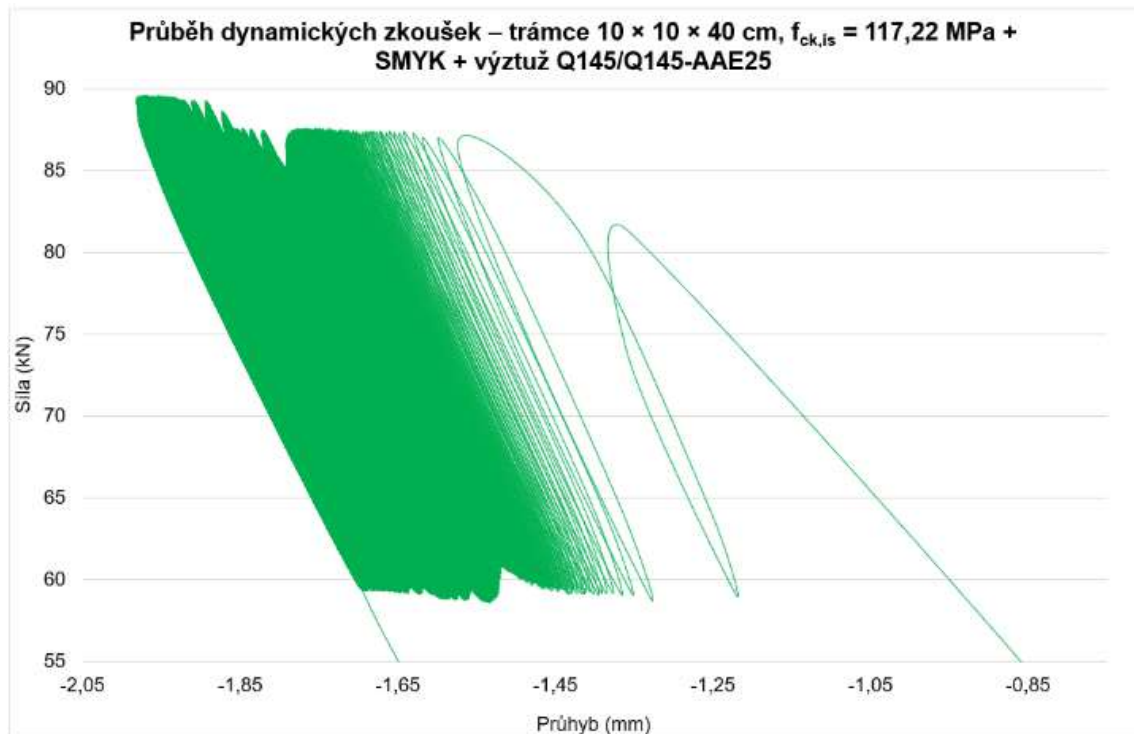
Po zavedení cyklického zatížení do zkušebního tělesa došlo po jednotkách kmitů ke vzniku ohybových trhlin. Po dosažení 76 kmitů došlo ke kolapsu zkušebního tělesa ohybovým namáháním. Průběh této zkoušky dynamického/cyklického zatížení je znázorněn na grafu 15.



Graf 15 – Závislost průhybu na dynamickém zatížení u zkušebního tělesa s porušením při 76 kmitech

Dalšími zkušebními tělesy byla zkušební tělesa s textilní výztuží ze skleněných vláken Q145/145-AAE-25 v kombinaci s vláknobetonovou matricí číslo 3 ($f_{ck, is} = 117,22$ MPa). U všech třech zkušebních těles došlo ke stejnému porušení a všechny přenesly dynamické zatížení. U trámců z vláknobetonu vznikly ohybové trhliny uprostřed napětí až s větším počtem kmitů. Trhliny vznikly již při stovkách kmitů, ale byly velmi těžko viditelné. Se zvýšením počtu kmitů zatížení se šířka trhlin zvětšovala. Trámce byly po absolvování dynamické zkoušky zatíženy statickou čtyřbodovou ohybovou zkouškou až do úplného porušení.

Po odzkoušení zkušebních těles vyztužených textilní výztuží ze skleněných vláken Q145/145-AAE-25 se přistoupilo k dynamickým zkouškám na zkušebních tělesech vyztužených textilní výztuží z uhlíkových vláken Q142/142-CCE-38. Obě série zkoušek trámců vyztužených textilní výztuží z uhlíkových vláken s betonovou matricí číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa) a vláknobetonovou matricí číslo 3 ($f_{ck, is} = 117,22$ MPa) měly stejný průběh při dynamickém zatěžování, až na vznik první trhliny a následný rozvoj trhlin.



Graf 16 – Závislost průhybu na dynamickém zatížení u zkušebního tělesa bez porušení s 10^5 kmitů

U normální betonové matrice vznikly dvě ohybové trhliny už při jednotkách kmitů. Poté nedošlo ke změně až do skončení zkoušky s počtem kmitů 10^5 . U trámců z vláknobetonu vznikly ohybové trhliny uprostřed napětí až s větším počtem kmitů. Trhliny vznikly již při stovkách kmitů, ale byly velmi těžko viditelné. Se zvýšením počtu kmitů se šířka trhliny zvětšovala. I zkušební tělesa z vláknobetonu přenesla dynamické zatížení s počtem kmitů více než 10^5 .

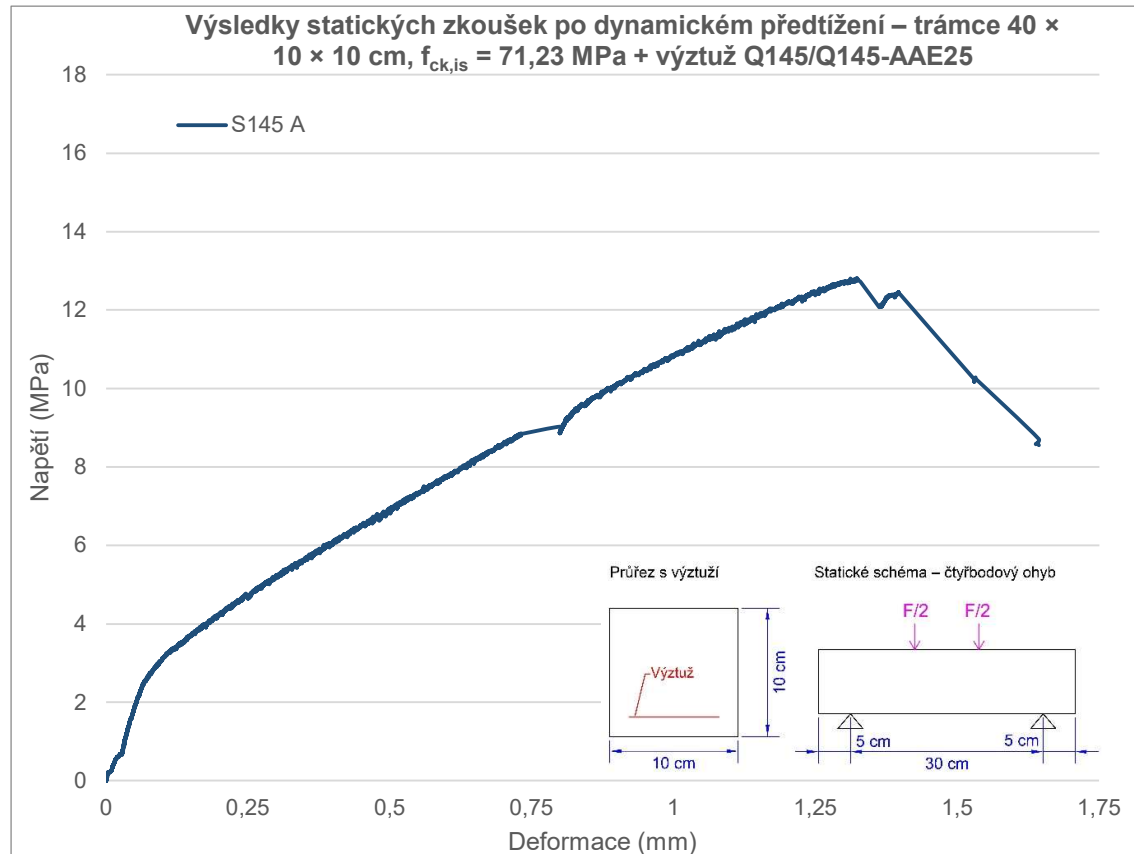
4.4.4 Průběh statických zkoušek

Na dynamické zkoušky ihned navazovaly statické zkoušky ve čtyřbodovém ohybu. V předchozí kapitole bylo popsáno, že během dynamických zkoušek byla porušena dvě zkušební tělesa s textilní výztuží ze skleněných vláken a s betonovou matricí číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Všechna ostatní zkušební tělesa byla vystavena statické zkoušce ve čtyřbodovém ohybu, aby byla zjištěna jejich zbytková pevnost v tahu za ohybu.

Nyní budou popsány první statické zkoušky na trámcích s výztuží ze skleněných vláken Q145/145-AAE-25 a s betonovou matricí číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Po nárůstu zatížení vykazuje průběh napětí pouze lineární průběh až do meze porušení. V průběhu celé zkoušky nedochází ke vzniku dalších trhlin ani jiných deformací. Dynamické předtížení zkušebního tělesa úplně změní průběh napětí ve čtyřbodovém ohybu. Po dynamickém předtížení zcela chybí oblast I a oblast IIa průběhu napětí podle idealizovaného pracovního diagramu z kapitoly 3.6.2.

Průběh napětí se jeví jako oblast IIb, ve které veškerou tahovou sílu přenáší pouze textilní výztuž v tažené části průřezu. To dává smysl, protože dolní a horní mez napětí dynamického zatížení se pohybovala v oblasti I, IIa až do oblasti IIb. Tím došlo

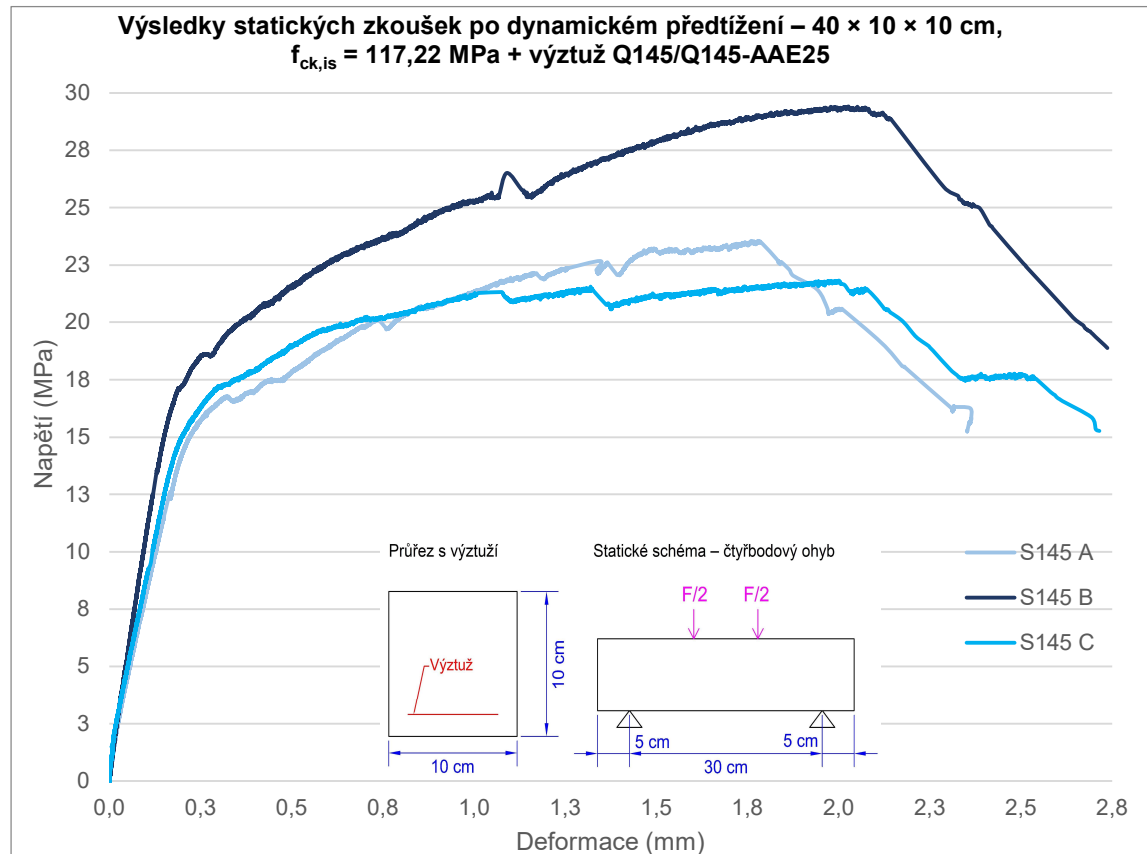
k úplnému porušení působení betonu v tahu a po následném zatížení působí v tahu pouze textilní výztuž. Lineární průběh napětí, jak již bylo řečeno, probíhá od začátku zatížení až do meze porušení. Zkušební těleso dosáhlo maximální pevnosti v tahu za ohybu $\sigma_{\max} = 12,713$ MPa. Tato maximální hodnota je znázorněna na grafu 17. Ostatní tělesa selhala již při dynamické zkoušce. Příkladem je průběh dynamického/cyklického zatížení na grafu 15.



Graf 17 – Průběh napětí zkoušky ve čtyřbodovém ohybu betonových trámů po dynamickém předtížení – výztuž ze skleněných vláken Q145/Q145-AAE25 a vysokopevnostní matrice

Druhou sérií zkušebních těles, která byla podrobena statické zkoušce ve čtyřbodovém ohybu, byla zkušební tělesa vyztužena textilní výztuží ze skleněných vláken Q145/145-AAE-25 s betonovou matricí číslo 3 ($f_{ck, is} = 114,08$ MPa). Všechna tři zkušební tělesa přenesla dynamické předtížení a byla porušena párem ohybových trhlin uprostřed rozpětí. Všechna tři zkušební tělesa byla poté podrobena čtyřbodové statické zkoušce za účelem zjištění zbytkové pevnosti v tahu za ohybu. Průběh napětí statické zkoušky ve čtyřbodovém ohybu odpovídá kapitole 3.2.3, ve které je představen pracovní diagram textilního vláknobetonu. To znamená, že v první oblasti grafu je lineární průběh napětí až do kritického bodu, kdy dochází ke vzniku trhliny. Při dalším nárůstu napětí dochází ke vzniku velkého počtu trhlin. I přesto díky vláknobetonu dochází sice ke ztrátě tuhosti, ale napětí stále lineárně stoupá. Po dosažení kritického bodu na mezi pevnosti vykazuje zkušební těleso ještě únosnost, ale ta výrazně klesá. Zkušební těleso dosáhla charakteristické únosnosti v tahu za ohybu $\sigma_{\max, char} = 17,473$ MPa. Průběh napětí všech zkoušek s predikcí maximálního napětí je znázorněn v grafu 18.

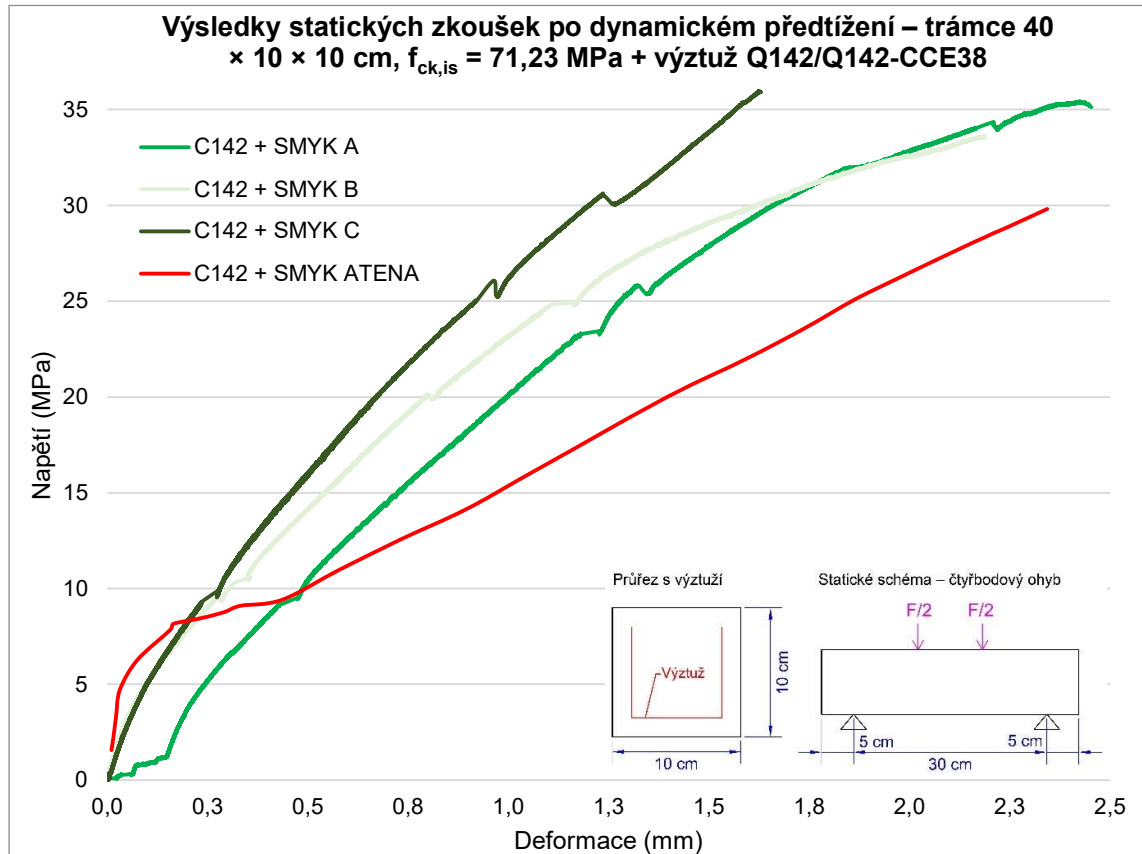
Třetím typem zkušebních těles, která byla podrobena zkoušce ve čtyřbodovém ohybu, byla zkušební tělesa vyztužena výztuží z uhlíkových vláken. Nejdříve byla zkušební tělesa odzkoušena ve čtyřbodové statické zkoušce po dynamickém předtížení jako trámce $10 \times 10 \times 40$ cm s betonovou maticí číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa).



Graf 18 – Průběh napětí zkoušky ve čtyřbodovém ohybu betonových trámců po dynamickém předtížení – výztuž ze skleněných vláken Q145/Q145-AAE25 a vláknobetonová matrice

Po startu zkoušky nastává lineární průběh napětí až do meze pevnosti. Tento průběh napětí odpovídá průběhu napětí v oblasti IIb pracovního diagramu. Poté došlo k porušení betonové matrice v tažené části průřezu. Betonová matrice již v tahu vůbec nepůsobí a v tažené části průřezu přenáší veškerou tahovou sílu textilní výztuž. Zkušební tělesa dosáhla vysoké hodnoty charakteristické únosnosti v tahu za ohybu $\sigma_{max, char} = 32,538$ MPa. Průběh napětí všech zkoušek s predikcí maximálního napětí je znázorněn v grafu 19.

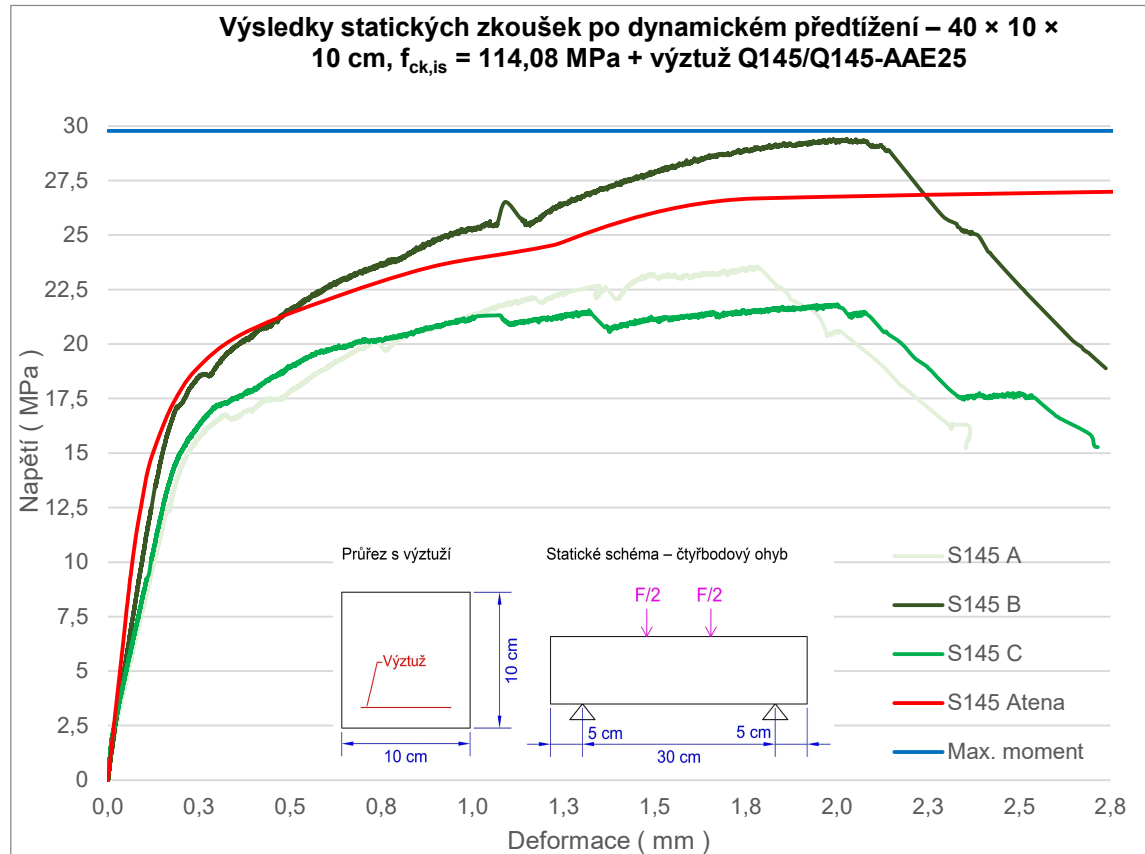
Poslední zkušební tělesa podrobená zkoušce ve čtyřbodovém statickém ohybu po dynamickém předtížení byly trámce vyztužené textilní uhlíkovou výztuží s betonovou maticí číslo 3 ($f_{ck, is} = 114,08$ MPa). Protože horní mez dynamického předtížení nedosahovala kritické hodnoty pro porušení vláknobetonové matrice, dochází při statické zkoušce k typickému průběhu napětí textilního vláknobetonu, a to jen díky vlivu vláken v kombinaci s textilní výztuží v betonové matrici. Při statické zkoušce dosahují zkušební tělesa velmi vysokých charakteristických hodnot v tahu za ohybu, a to $\sigma_{max, char} = 35,416$ MPa.



Graf 19 – Průběh napětí zkoušky ve čtyřbodovém ohybu betonových trámů po dynamickém předtížení – výztuž z uhlíkových vláken Q142/Q142-CCE38 a vysokopevnostní matrice

4.4.5 Shrnutí problematiky a poznatků

Dynamické zkoušky ve čtyřbodovém ohybu provedené na různých typech zkušebních těles zodpověděly některé zatím nevyjasněné otázky. První zkoušky byly provedeny na trámcích 10 × 10 × 40 cm vyztužených textilní výztuží ze skleněných vláken Q145/Q145-AAE25 s betonovou matricí číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Odhady potvrdily nevhodnost použití výztuže ze skleněných vláken pro konstrukce zatížené dynamickým zatížením. Již při dynamických zkouškách s počtem stovek kmitů došlo k porušení zkušebních těles i přesto, že betonový průřez byl zatížen v rozmezí 50 % až 75 % maximální únosnosti v tahu za ohybu. Pouze jedno zkušební těleso bylo schopno přenést dynamické zatížení s počtem kmitů více než 10^5 . Jediné zkušební těleso, které přeneslo počet kmitů 10^5 , bylo poté podrobena statické zkoušce ve čtyřbodovém tahu za ohybu. Průběh napětí zkoušky vůbec nevykazoval typický průběh napětí pro textilní beton. Zkouška připomíná průběh zkoušky centricky zatěžovaného textilního multivlákná. Obecně lze říci, že textilní výztuž ze skleněných vláken s betonovou matricí bez vláken není vhodná pro dynamicky zatěžované konstrukce při dolní a horní mezi zatížení od 50 % do 75 % maximální únosnosti. Dle mého názoru se dá očekávat porušení i při stanovení nižších mezí zatěžování dynamickou zkouškou. Použití textilní výztuže ze skleněných vláken pro dynamicky zatěžované konstrukce je nevhodné.

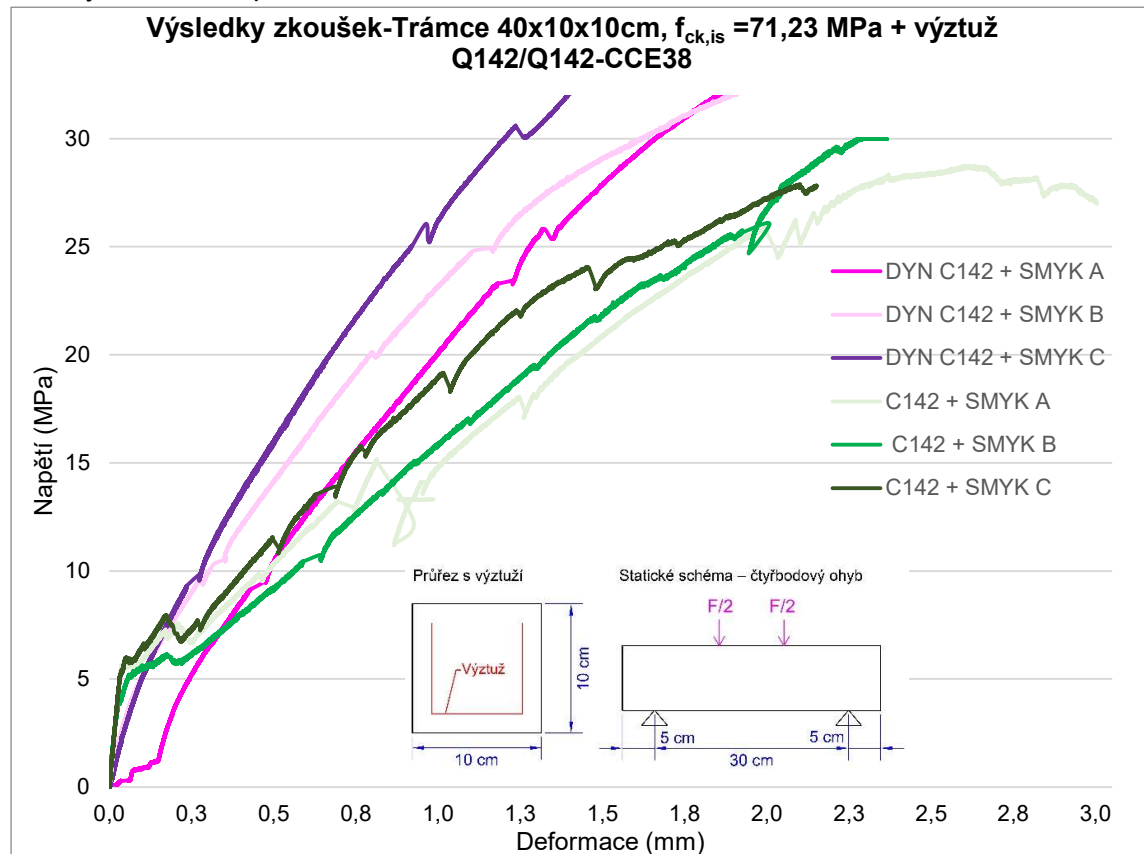


Graf 20 – Průběh napětí zkoušky ve čtyřbodovém ohybu betonových trámčů po dynamickém předtížení – výztuž ze skleněných vláken Q145/Q145-AAE25 a vláknobetonová matrice

Protože se výsledek první zkoušky dal očekávat, byla hledána materiálová alternativa, která by při spolupůsobení s textilní výztuží ze skleněných vláken byla schopná přenést dynamické předtížení a vykazovat ještě rozumné výsledky při statické zkoušce ve čtyřbodovém ohybu. Z tohoto důvodu byla textilní výztuž vybetonována vláknobetonovou matricí číslo 3 ($f_{ck, is} = 117,08$ MPa). Všechna tři zkušební tělesa přenesla odhadované dynamické zatížení od dolní do horní meze zatížení 50 % až 75 % k referenční hodnotě. Po provedení statické zkoušky ve čtyřbodovém ohybu na zkušebních tělesech s představenou materiálovou kombinací vykazovalo maximální napětí hodnotu $\sigma_{max, char} = 17,473$ MPa v tahu za ohybu. Průběh napětí odpovídá představenému modelu z kapitoly 3.6.3. Průběh napětí z experimentálních zkoušek je znázorněn na grafu 20. Nedochozí ke změně průběhu napětí po dynamickém předtížení vzhledem k ideálnímu průběhu napětí textilního vláknobetonu. Průběh napětí se nemění díky působení ocelových vláken v betonové matrici. Textilní výztuž ze skleněných vláken v kombinaci s vláknobetonem je vhodná pro návrh konstrukcí zatěžovaných dynamickým zatížením.

Po provedených zkouškách na trámčích vyztužených textilní výztuží ze skleněných vláken byly provedeny zkoušky na trámčích vyztužených textilní výztuží z uhlíkových vláken. První zkušební tělesa využívala výztuž Q142/142-CCE-38 a betonovou matrici číslo 2 ($f_{ck, is} = 71,23$ MPa). Betonové trámce přenesly při vzniku dvou ohybových trhlin dynamické zatížení ve čtyřbodovém ohybu s počtem kmitů větším než 10^5 . Poté byla zkušební tělesa podrobena statické zkoušce ve čtyřbodovém ohybu. Výsledky byly překvapující. Průběh grafu potvrdil teorii, že při

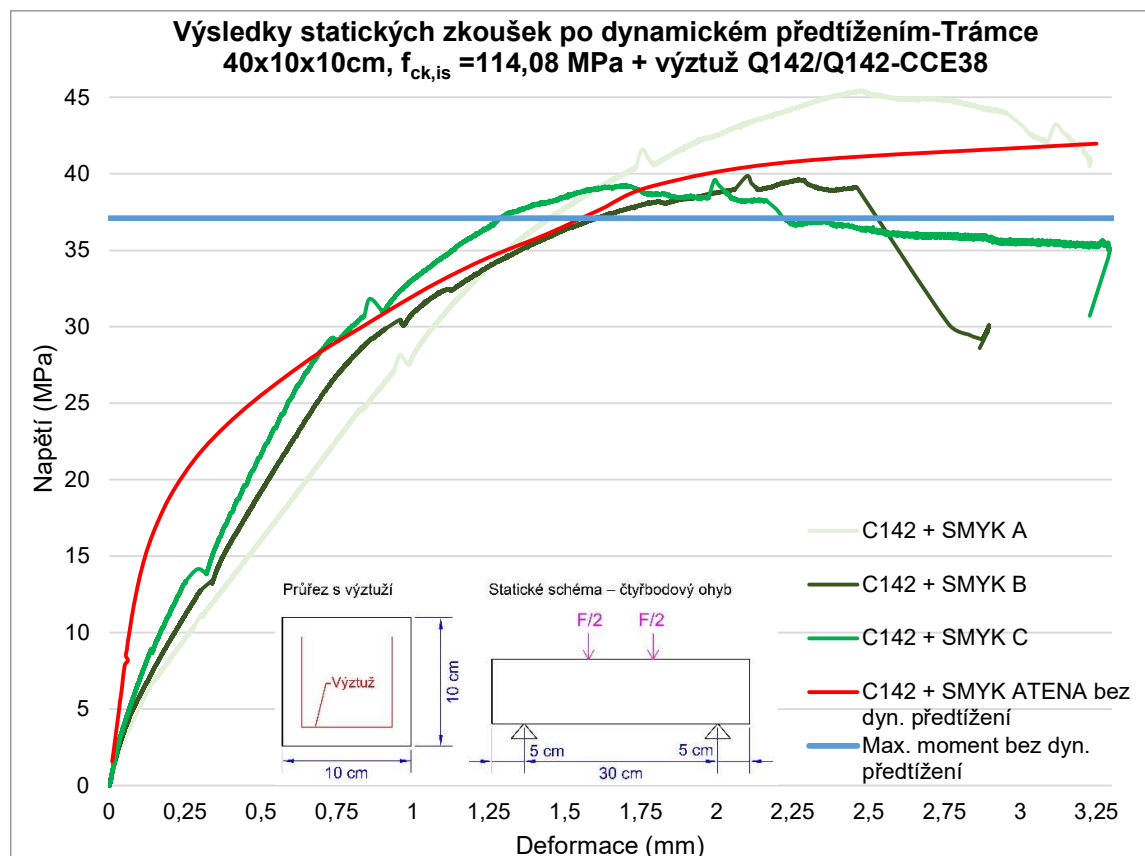
dynamickém předtížení s nastavením horní meze překračující oblasti grafu I (lineární) a IIa (vznik trhlin) dochází při statické zkoušce ve čtyřbodovém ohybu k lineárnímu průběhu napětí. Průběh napětí odpovídá zkoušenému textilnímu multivláknou namáhanému v centrickém tahu. Ještě více překvapující ale bylo, že oproti stejně vyztuženému zkušebnímu tělesu bez dynamického předtížení došlo k výraznému nárůstu napětí v tahu za ohybu. Zkušební tělesa podrobená pouze statické zkoušce ve čtyřbodovém tahu vykazují charakteristickou hodnotu napětí v tahu za ohybu $\sigma_{\max, \text{char}} = 26,885 \text{ MPa}$ oproti dynamicky předtíženým prvkům $\sigma_{\max, \text{char}} = 32,583 \text{ MPa}$. To je navýšení hodnoty napětí o 21 %! Na grafu 21 je toto navýšení patrné. Dále jsou na grafu 21 porovnány výsledky zkoušek zkušebních těles s dynamickým předtížením a bez dynamického předtížení.



Graf 21 – Rozdíl průběhu napětí zkoušky ve čtyřbodovém ohybu materiálů stejných betonových trámů po dynamickém předtížení a bez dynamického předtížení

Zkušební tělesa vystavená dynamickému předtížení vykazují v porovnání s nepředtíženými zkušebními tělesy vyšší tuhost. Na zvýšení tuhosti a pevnosti má dle mého názoru u dynamicky zatížených zkušebních těles vliv struktura textilní výztuže. Tisíce elementárních vláken v průřezu textilního multivláknna jsou vlivem dynamického zatížení aktivovány. A mění se tím i průběh napětí po průřezu. Tahové zatížení textilního multivláknna se s počtem kmitů dynamického zatížení přenáší do elementárních vláken umístěných směrem k jádru průřezu. Aktivováním elementárních vláken umístěných uprostřed průřezu se zvyšuje pevnost a modul pružnosti textilního multivláknna. Zmíněná hypotéza musí být podložena dalšími zkouškami.

Posledními zkouškami disertační práce byly statické zkoušky ve čtyřbodovém ohybu trámů $10 \times 10 \times 40$ cm vyztužených výztuží Q142/142-CCE-38. Trámy byly vybetonovány vláknobetonovou matricí číslo 3 ($f_{ck, is} = 117,08$ MPa). Všechna tři zkušební tělesa přenesla dynamické zatížení v mezích od 50 % do 75 % maximální přenesené síly s počtem kmitů větším než 10^5 . Průběh pracovního diagramu odpovídá ideálnímu průběhu, který byl uveden v kapitole 3.6.3. Průběh napětí z experimentálních zkoušek je znázorněn na grafu 22. Díky použití vláknobetonové matrice dochází oproti předchozímu zkušebnímu tělesu s betonovou matricí číslo 2 k dalšímu navýšení charakteristické hodnoty napětí v tahu za ohybu. Charakteristická hodnota v tahu za ohybu představeného zkušebnímu tělesu dosahuje hodnoty napětí v tahu za ohybu 35,416 MPa. Použitím vláknobetonu se pozitivně zvýšila i duktilita celého prvku. Tato materiálová kombinace splňuje všechny podmínky pro použití v konstrukcích, které jsou vystaveny vysokému dynamickému zatížení.



Graf 22 – Průběh napětí zkoušky ve čtyřbodovém ohybu betonových trámů po dynamickém předtížení – výztuž z uhlíkových vláken Q142/Q142-CCE38 a vláknobetonová matrice

Pro zajímavost byly v rámci řešení třetího cíle disertační práce vypracovány výpočty průběhu napětí metodou konečných prvků a maximálního momentu metodou poměrových přetvoření. Ve výpočtu nebyl zohledněn vliv snížení pevnosti v důsledku dynamického předtížení. U prvních zkušebních prvků ze skleněné výztuže a betonové směsi číslo 2 postrádá výpočet z důvodu kolapsu prvků při dynamickém zatížení smysl. To ale není případ zbývajících zkoušek. Pro trámy z betonové směsi číslo 2 v kombinaci s výztuží z uhlíkových vláken byl vypočten průběh napětí metodou konečných prvků. Výpočet v programu ATENA 2D vykazuje zhruba o 20 % nižší



hodnoty, než jakých hodnot dosáhla zkušební tělesa při reálných zkouškách. Totéž platí i pro výpočet maximálního momentu metodou poměrových přetvoření, kdy hodnoty výpočtu jsou nižší o 58 %. Pozitivní je, že oba typy výpočtů jsou na straně bezpečnosti.

U vláknobetonových trámců s výztuží z uhlíkových a skleněných vláken byly rovněž provedeny oba typy výpočtů. U predikce průběhu napětí v tahu za ohybu pomocí programu ATENA 2D je shoda s reálnými zkouškami velmi dobrá a u textilní výztuže z uhlíkových vláken výborná. Pro zjednodušený výpočet bez nutnosti použití výpočetní techniku byl využit princip superpozice. To znamená, že hodnota napětí v tahu za ohybu vláknobetonu se sčítá s hodnotou napětí v tahu za ohybu přeneseného teoreticky pouze textilní výztuží v tažené části průřezu. Tato metoda se celkem osvědčila a vykazovala dobrou shodu s reálnými výsledky. Stejně jako u výpočtu metodou konečných prvků není ani u výpočtu metodou superpozice zohledněno snížení únosnosti jednotlivých komponentů v průřezu dynamickým předtížením. Proto u vláknobetonového trámce vyztuženého skleněnou výztuží je výpočet metodou superpozice ucházející. Viz graf 22. U vláknobetonu s výztuží z uhlíkových vláken vykazuje výpočet metodou superpozice výborné výsledky. Příčinou je, že textilní výztuž z uhlíkových vláken po dynamickém zatížení nevykazuje žádnou únavu, nebo dokonce vlivem dynamického zatížení zvyšuje svoji pevnost. Tento poznatek byl již představen v předchozích odstavcích. Výpočetní principy je nutné dále ověřit a tyto poznatky potvrdit.



5 Závěr

V rámci řešení disertační práce „Přetvárné vlastnosti textilního betonu“ byla před řešením samotných cílů práce zpracována podrobná rešerše nastolené problematiky. Pro zpracování rešerše byla použita literatura ve třech světových jazycích – v angličtině, němčině a češtině. Po zpracování rešerše následuje praktická část disertační práce, a to řešení jejích cílů. Cíle disertační práce jsou tři – ohybové vlastnosti, rozměrový efekt a odezva textilního betonu při dynamickém zatížení.

První experimentální část je věnována ohybovým vlastnostem textilního betonu. Na základě provedených ohybových zkoušek trámců z textilního betonu (celkem 36 trámců) byly graficky vyhodnoceny výsledky. Z 36 trámců byly vždy tři trámece identické. Dohromady byly použity čtyři druhy textilní výztuže a dva druhy betonových směsí. Kombinací materiálů vzniklo 12 druhů trámců o různých materiálových vlastnostech. Díky tomu bylo možné porovnávat materiálové vlivy betonové směsi nebo textilní výztuže na výsledky ohybových vlastností textilního betonu. Výsledky reálných ohybových zkoušek trámců z textilního betonu byly porovnány s výpočty návrhu maximálního momentu metodou mezních přetvoření a s výpočty průběhu napětí stanoveného metodou konečných prvků v programu ATENA 2D. Na základě vyhodnocení všech výsledků byly vyvozeny primární a sekundární poznatky ohybových zkoušek. Ve shrnutí kapitoly o ohybových vlastnostech textilního betonu byly objasněny důvody odchylek výpočtů od reálných zkoušek. U predikce momentu textilního betonu je důležité si uvědomit, jaká výztuž bude pro vyztužení betonového průřezu použita. U textilní výztuže ze skleněných a některých uhlíkových vláken hraje velkou roli rozměrový efekt. Výrobce udává pouze jednu hodnotu maximálního napětí v tahu nezávisle na délce prutu. To je ale podle mého názoru špatně. Při zohlednění hodnoty napětí v tahu výztuže od výrobce vykazují výpočty metodou mezních přetvoření u malých prvků větší pevnosti a u velkých prvků zase menší pevnosti. Je jednoznačné, že výrobce musí napětí v tahu výztuže v závislosti na délce prutu vždy zohlednit. Pokud bude tento poznatek uplatněn, bude návrh momentu textilního betonu u malých konstrukcí ekonomický a u velkých konstrukcí bezpečný.

Dalšími experimenty byly zkoušky, které měly objasnit rozměrový efekt textilního betonu. Pro řešení tohoto bodu byly využity výsledky z první experimentální části disertační práce. Byly provedeny ohybové zkoušky na šesti nosnících o rozměrech 220 × 20 × 15 cm. Tři nosníky byly vyztuženy textilní výztuží ve tvaru „U“ z uhlíkových vláken. Další tři nosníky byly vyztuženy textilní výztuží ze skleněných vláken pouze při spodní straně průřezu. Všechny nosníky měly rozpětí 6,6krát větší než trámece 10 × 10 × 40 cm. Rozměrový efekt se projevil hlavně u výztuže ze skleněných vláken. U tohoto typu výztuže došlo vlivem rozměrového efektu ke snížení pevnosti v tahu za ohybu betonové matrice o 10 % a textilní výztuže o 29 %. V kapitole 4.3.5 byly představeny funkce rozměrového efektu pro betonovou matrici a textilní výztuže ze skleněných vláken. U nosníků vyztužených textilní výztuží z uhlíkových vláken se rozměrový efekt vůbec neprojevil. Naopak došlo k navýšení pevnosti v tahu za ohybu o 25 %. To je dle mého názoru zapříčiněno vnitřní strukturou kompozitní textilní výztuže z uhlíkových vláken. Elementární vlákna mají pevnost až 4000 MPa v tahu. Multivlákno (elementární vlákna impregnovaná epoxidem) vykazuje pevnosti okolo 2400 MPa v tahu. Dle mého názoru se s délkou prutu výztuže zvyšuje i pevnost,



protože nedochází k lokální okamžité změně napětí o vysokých hodnotách. Při pomalém nárůstu napětí v prutu textilní výztuže dojde k přerozdělení napětí v průřezu prutu. To vede k nárůstu pevnosti v tahu textilní výztuže. Tento jev musí být dále prozkoumán a doporučoval bych provést zkoušky výztuže v prostém tahu na vzorcích o délkách 30, 60, 120 a 240 cm.

Posledním cílem disertační práce bylo objasnit odezvu a další vlastnosti textilního betonu při dynamickém zatížení prvku z textilního betonu. Pro dynamické zkoušky byla znovu zvolena výztuž ze skleněných a uhlíkových vláken. Na rozdíl od předchozích zkoušek byly trámce $10 \times 10 \times 40$ cm vybetonovány betonovou matricí číslo 2 a vláknobetonovou matricí číslo 3 pro oba typy výztuže. Všechny trámce byly podrobeny dynamické zkoušce ve čtyřbodovém ohybu. Horní a spodní mez dynamického zatížení byla u všech prvků stanovena na 50 %, respektive 75 % maximální hodnoty napětí v tahu za ohybu statické zkoušky ve čtyřbodovém ohybu (referenční hodnota napětí v tahu za ohybu. Pokud zkušební tělesa vydržela prvotní dynamické předtížení s počtem cyklů 10^5 o frekvenci 5 Hz, byla dále podrobena statické zkoušce ve čtyřbodovém ohybu. Statická zkouška ve čtyřbodovém ohybu měla objasnit únavové účinky z dynamických zkoušek. K tomu byly využity i výsledky z prvního cíle disertační práce, které byly získány na identických zkušebních tělesech rovněž statickou zkouškou ve čtyřbodovém ohybu. U textilní výztuže ze skleněných vláken v kombinaci s betonovou matricí do pevnostní třídy C70/85 byly odhady potvrzeny reálnou zkouškou. Betonové trámce vyztužené výztuží ze skleněných vláken a betonové matrice do pevnostní třídy C70/85 jsou zcela nevhodné pro dynamicky zatěžované konstrukce. Pokud ale bude textilní výztuž ze skleněných vláken zkombinována s vláknobetonovou matricí, vydrží dynamické zatěžování. Dle mého názoru by tato materiálová kombinace mohla být pro konstrukce zatížené dynamickým zatížením použita. Naproti tomu u textilní výztuže z uhlíkových vláken vykazují výsledky ve čtyřbodovém ohybu po dynamickém předtížení nárůst únosnosti oproti identickým zkušebním tělesům, která byla v rámci řešení prvního cíle disertační práce podrobena pouze čtyřbodové statické ohybové zkoušce. Výsledky získané v rámci řešení prvního cíle disertační práce jsou takzvané referenční hodnoty. Zvýšení charakteristické hodnoty v tahu za ohybu u textilní výztuže z uhlíkových vláken v kombinaci s betonovou matricí číslo 2 po dynamickém předtížení je oproti referenčnímu zkušebnímu tělesu o 21 % vyšší. U betonové matrice číslo 3 dojde k navýšení dokonce o 31 %. Navýšení únosnosti v tahu za ohybu o 10 % je zapříčiněno použitím betonové matrice s lepšími pevnostními charakteristikami. Navýšení tahové pevnosti textilní výztuže z uhlíkových vláken je dle mého názoru způsobeno vnitřní strukturou textilního multivlákná. Multivlákná se skládá z tisíců elementárních vláken. Elementární vlákna mají pevnost až 4000 MPa v tahu, zatímco multivlákná (elementární vlákna impregnovaná epoxidem) vykazují pevnosti okolo 2400 MPa v tahu. Velký rozdíl mezi hodnotou napětí v tahu elementárního vlákna a multivlákná je zapříčiněn nedokonalou impregnací elementárních vláken průřezu multivlákná. Skrze cyklické dynamické zatížení se elementární textilní vlákna zaimpregnovaná uvnitř průřezu kompozitní textilní výztuže aktivují. S počtem zatěžovacích cyklů se aktivuje stále větší počet elementárních vláken impregnovaných uvnitř průřezu. Díky tomuto jevu se lépe přerozděluje tahová síla v průřezu a průřez multivlákná je schopen přenášet mnohem větší zatížení v tahu. To by znamenalo, že u dynamicky zatěžovaných konstrukcí, jako jsou mostní konstrukce, by pevnost v čase rostla. Tento



poznatek je nutné ověřit dalšími zkouškami. Tyto zkoušky mohou být provedeny na výztuži při dynamickém zatížení v osovému tahu. I bez zohlednění zvýšení napětí po dynamickém předtížení vykazuje textilní výztuž z uhlíkových vláken výborné vlastnosti při dynamickém (cyklickém) zatížení. Tato výztuž může být v dynamicky zatěžovaných konstrukcích použita.



6 Seznam použitých zdrojů

- [1] *Časopis Beton 04-2015, Příměsí do betonu*, prof. Ing. Rudolf Hela, CSc.,
<https://www.betontks.cz/sites/default/files/2015-2-04.pdf>
- [2] *Verstärken mit Textilbeton*, Prof. Dr.-Ing. Manfred und Curbach und Dr.-Ing. Frank Jesse
- [3] *Zum Tragverhalten getränkter textiler Bewehrungselemente für Betonbauteile*,
Dr.-Ing. Christian Kulas
- [4] *Časopis Beton TKS 01/2021 úvod*, Ing. Michal Štěvula, Ph.D.
- [5] *Návrh mostní lávky o rozpětí 17 m z předpjatého textilbetonu*, Ing. Tomáš Zelenka
- [6] *Tragverhalten von Filamentgarnen in zementgebundener Matrix*, Dr.-Ing. Frank Jesse
- [7] *Schoeck Combar, Schoeck Bauteile GmbH*,
<https://www.schoeck.com/de/betonbewehrung-mit-combar>
- [8] *Vlastnosti pultrudovaných kompozitů na bázi epoxidových matric*, Bc. Pavel Huljak
- [9] *Vliv uhlíkových plniv na vlastnosti epoxidových kompozitů vyztužených uhlíkovými vlákny*, Bc. Lukáš Výborný
- [10] *Handbook of Properties of Textile and Technical Fibers. 2. Auflage*, Jiri Militky, Rajesh Mishra, Hafsa Jamshaid
- [11] *Basaltfasern Herstellung*, IB Engineering,
<https://www.ibe.at/de/technologien/basalt-und-glasendlosfaser-compounds/>
- [12] *Sonderforschungsbericht 528*, TU Dresden,
- [13] *6. Kolloquium zu textilbewehrten Tragwerken CTRS S6*, Manfred Curbach und Regine Ortlepp
- [14] *Microstructural Developments of Poly (p-phenylene terephthalamide) Fibers During Heat Treatment Process: A Review*, Dawelbeit Ahmed, Zhong Hongpeng, Kong Haijuan, Liu Jing, Ma Yua, Yu Muhuo
- [15] *Vorgespannter textibewehrter Beton*, Markus Krüger



- [16] *VII Verstärken mit Textilbeton*, Fank Jesse, Manfred Curbach
- [17] *Einsatz polymerimprägnierter, alkaliresistenter Glastex-tilien zur Bewehrung zementgebundener Matrices*, Dissertation, Institut für Schweißtechnik und Fügetechnik (RWTH Aachen), Eigenverlag, Aachen, 2008
- [18] *Actual applications and potential of textile reinforced concrete*, Solidian GmbH, Aachen, Dr.-Ing. Christian Kulas
- [19] *Ingenieurmodelle zur Tragverhalten von textilbewehrtem Beton*, Dr.-Ing. Stefan Voss
- [20] *Mechanika kompozitů*, prof. RNDr. Ing. Jan Vrbka, DrSc.
- [21] *Mechanics of fibre and textile reinforced cement composites*, Barzin Mobascher
- [22] *Bemessungsmodelle für Bauteile aus Textilbeton*, Barzin Mobascher
- [23] *Bemessungsmodelle für Bauteile aus Textilbeton*, Prof. Josef Hegger, Norbert Will, Rostislav Chudoba, Alexander Scholzen
- [24] *Rozměrový efekt (size effect), jeho podíl na případech katastrofického zhroutilí konstrukcí a důsledky pro návrhové normy*, prof. Zdeněk Bažant
- [25] *Křehkost a lomová mechanika cementových kompozitů*, Zbyněk Keršner
- [26] *Přetváření a porušování materiálů, přednáška 10 + 11*, prof. Milan Jirásek
- [27] *Shear capacity of Textile-reinforced concrete slabs without shear reinforcement*, Jan Bielak, Viviane Adam, Josef Hegger, Martin Classen
- [28] *Bond Fatigue of TRC with epoxy impregnated carbon textiles*, Julian Wagner, Manfred Curbach
- [29] Ermüdungsverhalten von Carbonbeton unter Zugschlbelastung, Julian Wagner, Arne Spelter, Josef Hegger, Manfred Curbach
- [30] *Textile reinforced concrete*, Alva Peled, Barzin Mobascher, and Arnon Bertur
- [31] *6th Colloquium on textile reinforced structures, Tragverhalten von textilbeton mit Kurzfasern*, Wolfgang Brameshuber a Marcus Hinzen
- [32] Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-71.3.-39, Deutsches Institut für Bautechnik



[33] Filigrane Bauwerke aus Textilbeton, Beton- und Stahlbeton Ernst und Sohn, Sergej Rempel, Norbert Will, Josef Hegger, Patrick Beul

[34] Leichte Dachschalen aus Carbonbeton, Alexander Scholzen, Rostislav Chudoba, Josef Hegger, Norbert Will

[35] *Extremely light and slender precast pedestrian-bridge mad out of textile reinforced concrete (TRC)*, Sergej Rempel, Norbert Will, Jan Bielak

[36] *Bemessung der Carbonbetonbruecke in Ottenhoefen*, Sergej Rempel, David Nigl, Jan Bielak

[37] ČSN EN 197-1 (72 2101) *Cement – část 1: Složení, specifikace a kritéria shody cementů pro obecné použití*, Praha: Český normalizační institut, 2012

[38] ČSN EN 934-2 (722326) *Přísady do betonu, malty a injektážní malty – část 2: Přísady do betonu – Definice, požadavky, shoda, označování a značení štítkem*, Praha: Český normalizační institut, leden 2010

[39] ČSN EN 12350-5 (731301) *Zkoušení čerstvého betonu – část 5: Zkouška rozlitím*, Český normalizační institut, 10/2009

[40] ČSN P 73 2451 (732451) *Vláknobeton – Zkoušení čerstvého vláknobetonu*, Český normalizační institut, 1. 6. 2015

[41] ČSN EN 12390-3 a 12390-5 (731302) *Zkoušení ztvrdlého betonu – část 3: Pevnost v tlaku zkušebních těles, část 5: Pevnost v tahu ohybem zkušebních těles*, Český normalizační institut, 10/2009

[42] ČSN EN 1990 ED.2 (730002) *Eurokód: Zásady navrhování konstrukcí*, Český normalizační institut, 10/2009

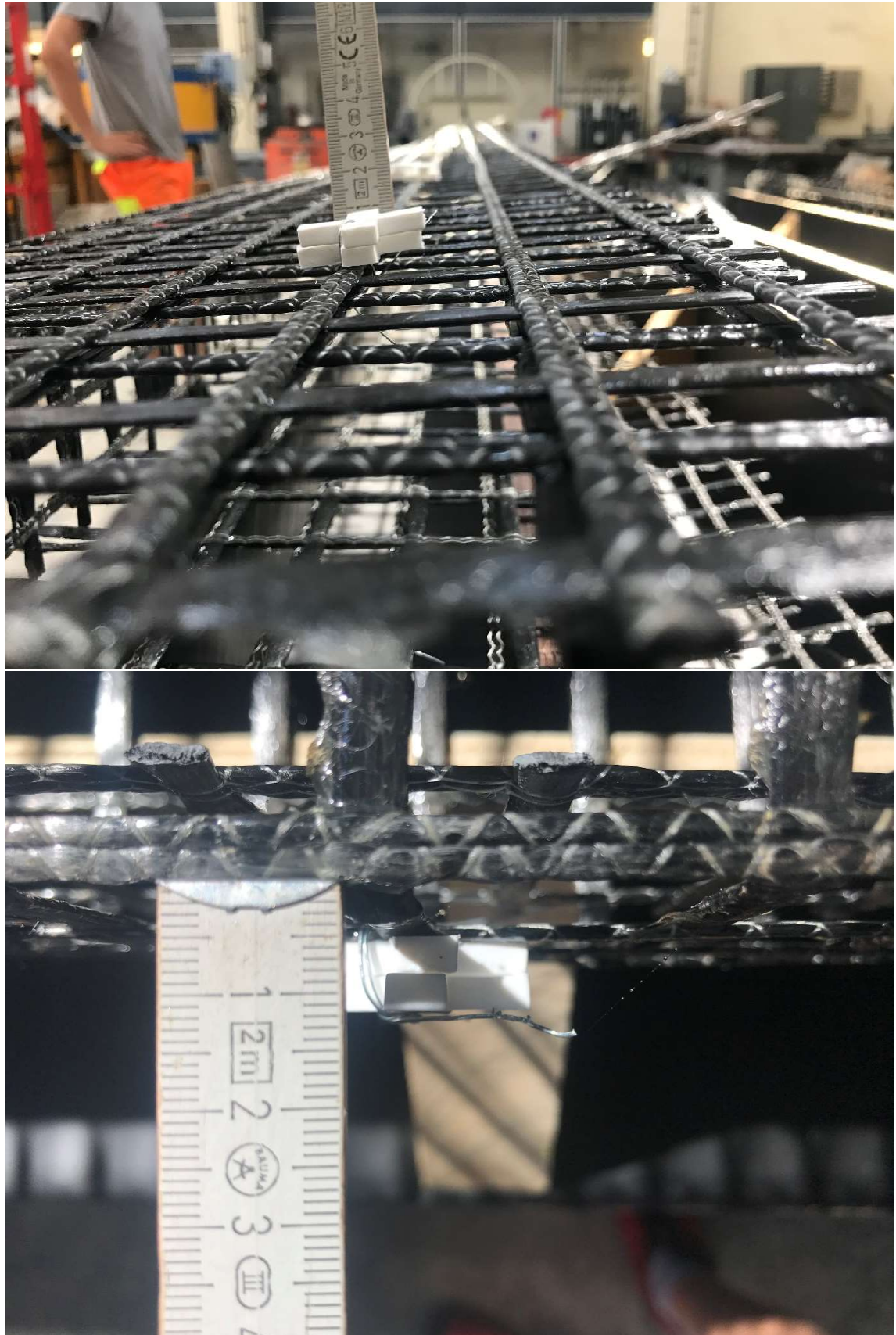
[43] *Zkušební postupy pro beton dle ČSN EN 206*, Tomáš Vymazal, <https://www.betonuniversity.cz/stahnout-soubor?id=1529>

[44] *A novel tensile test device for effective testing of high-modulus multi-filament yarns*, Rostislav Rypl, Rostislav Chudoba, Ulrich Moerschel, Scott E Stapleton, Thomas Gries a Guido Summer

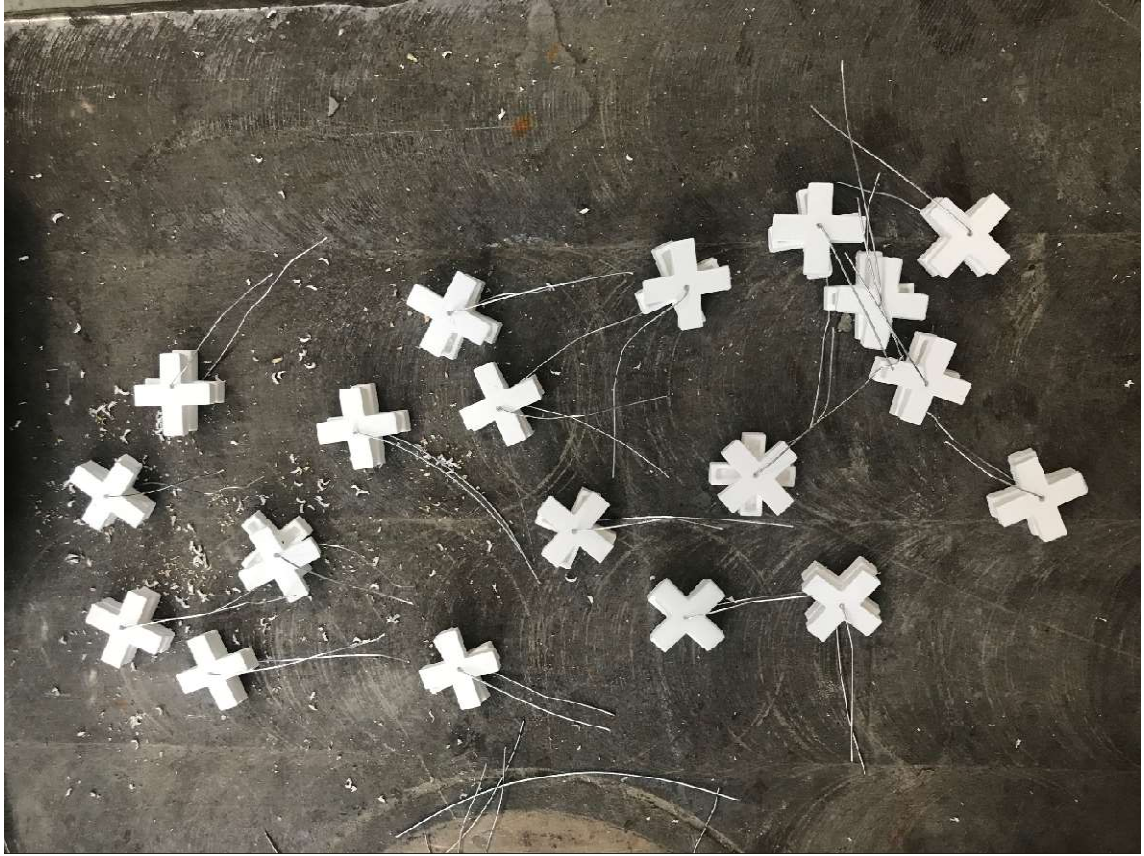
[45] *Experimentální ověřování prvků z textilního betonu*, Ing. Tomáš Bittner, Ph.D.



**Příloha disertační práce: Fotodokumentace výroby zkušebních těles,
uspořádání zkoušek, provádění zkoušek, porušení zkušebních těles**















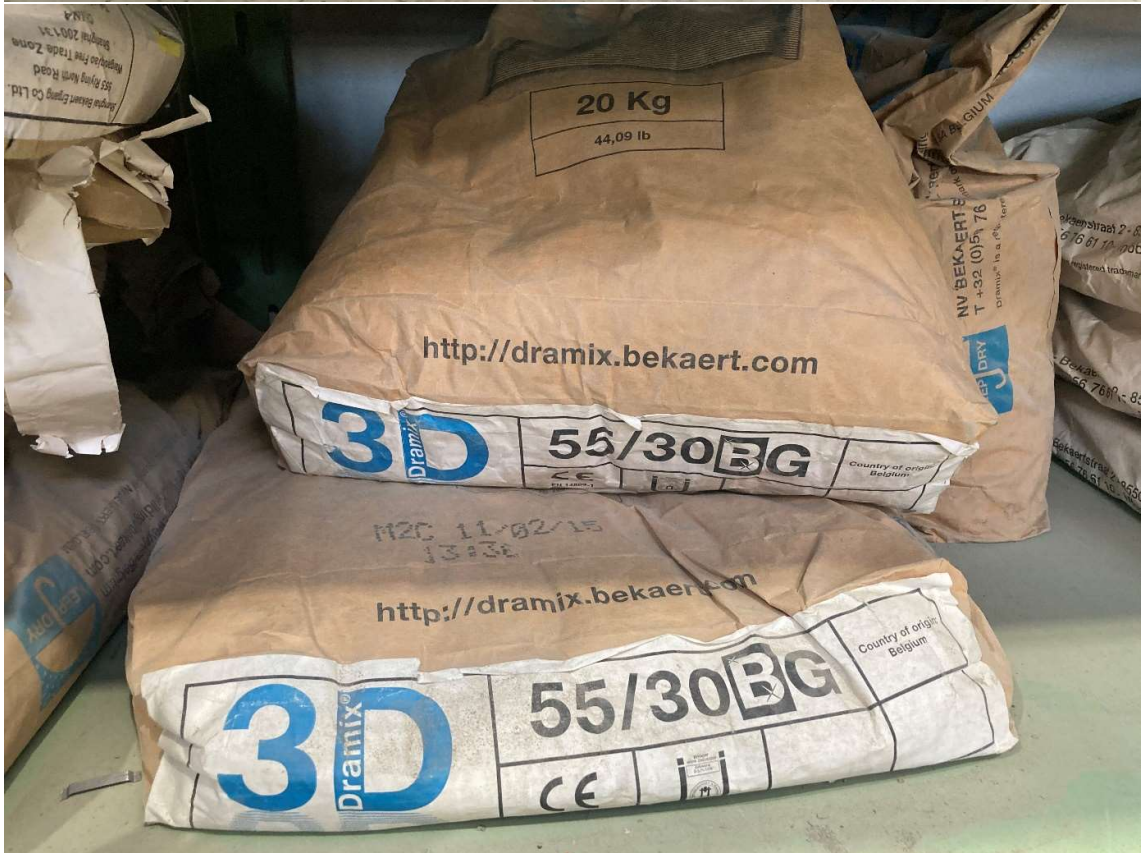


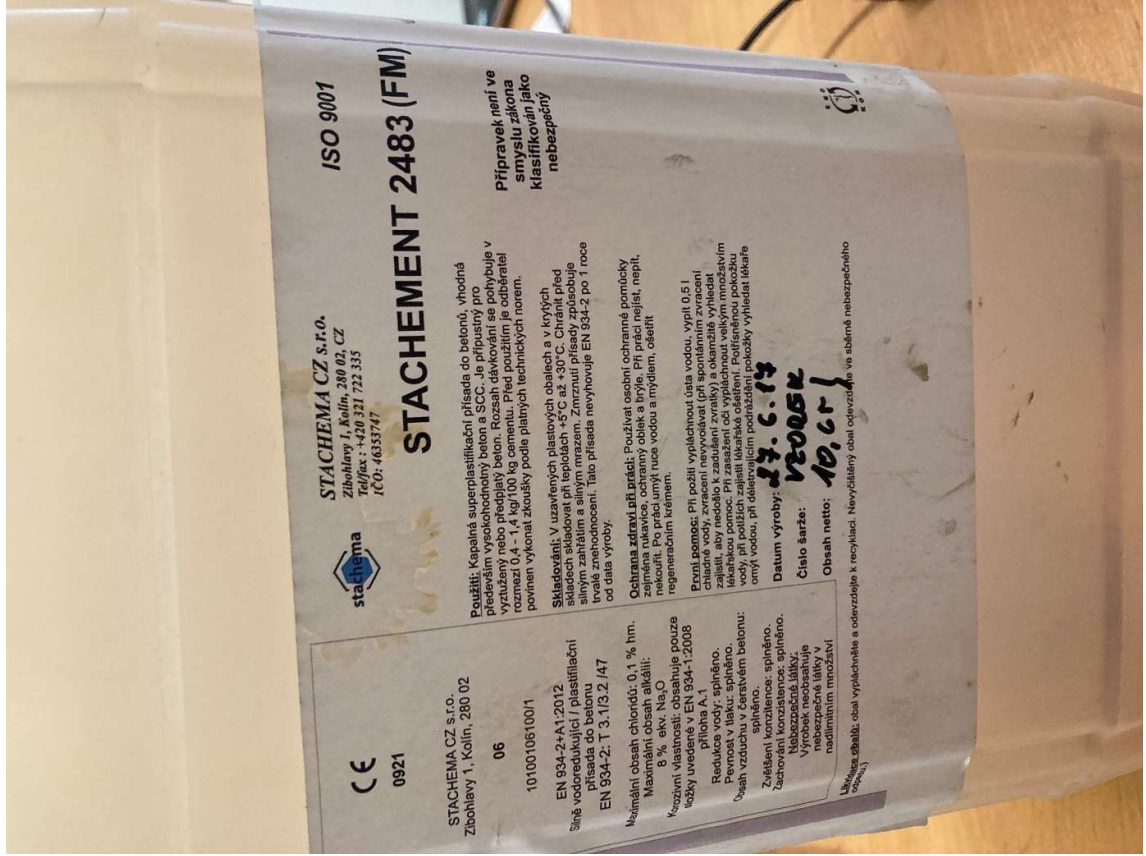


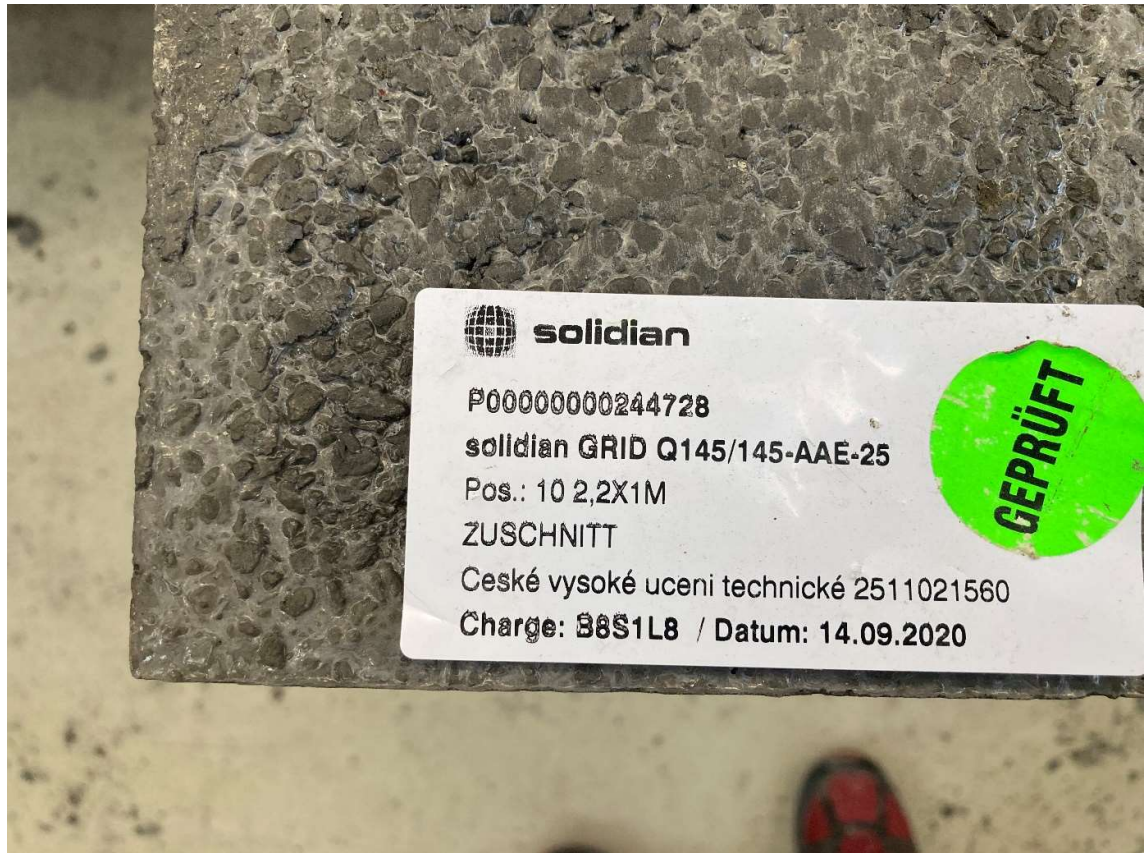










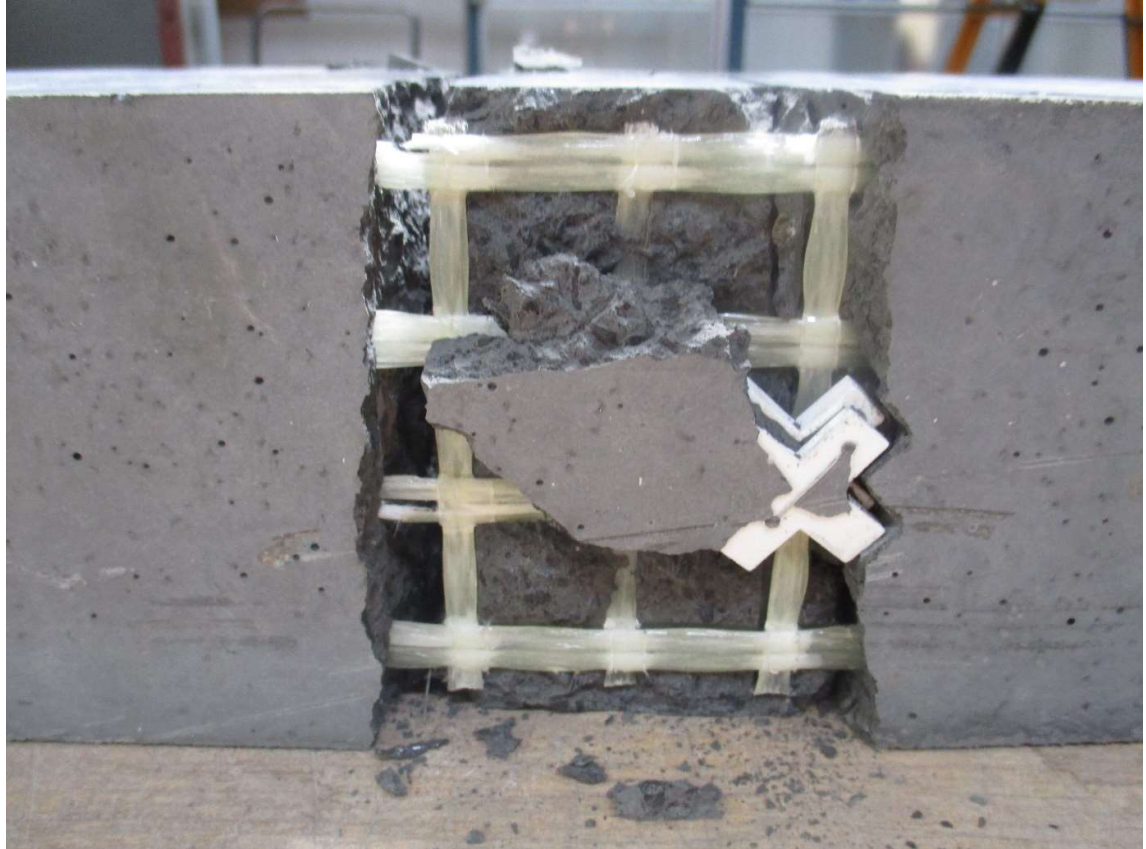




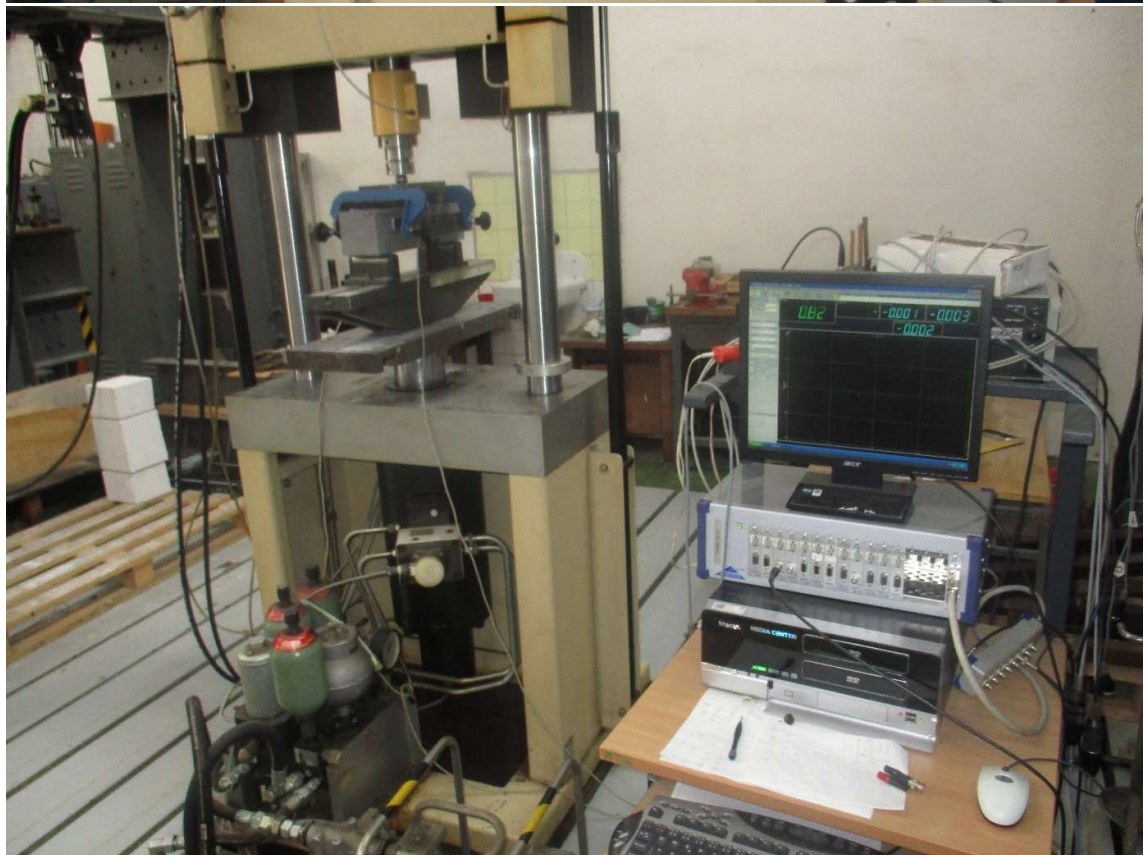


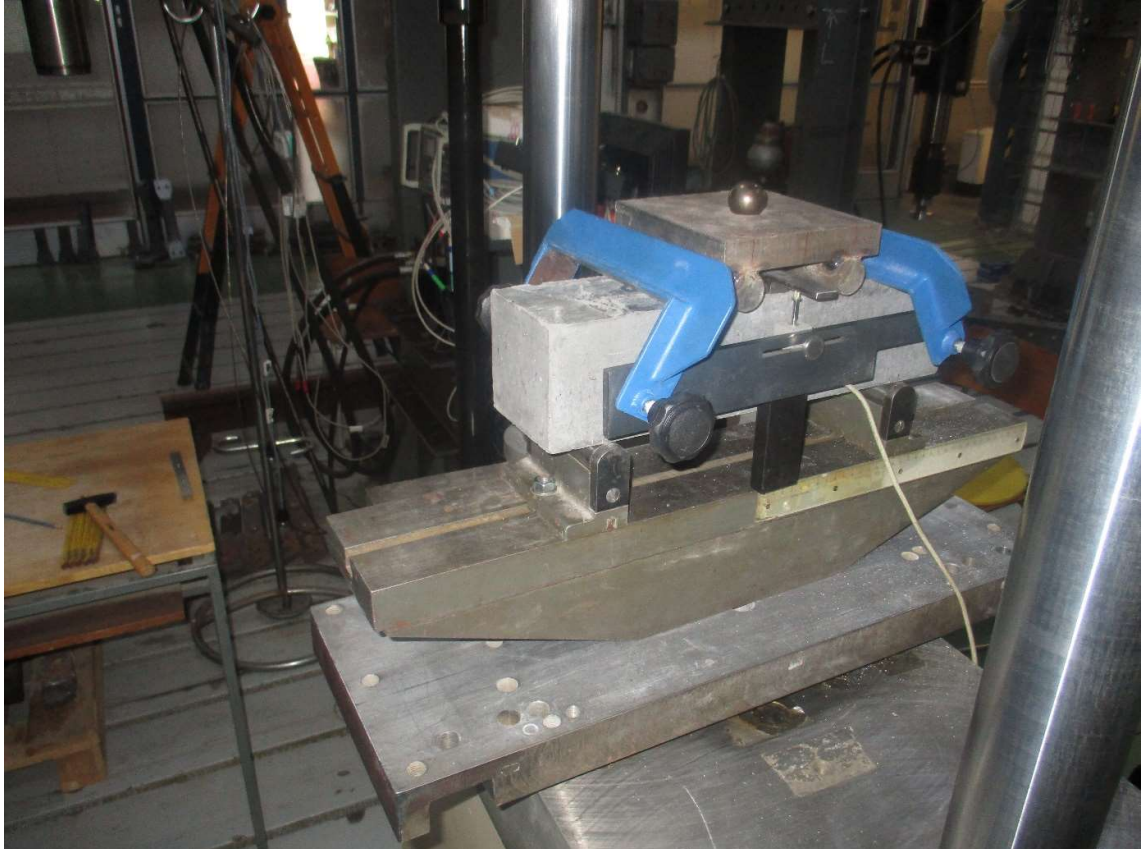


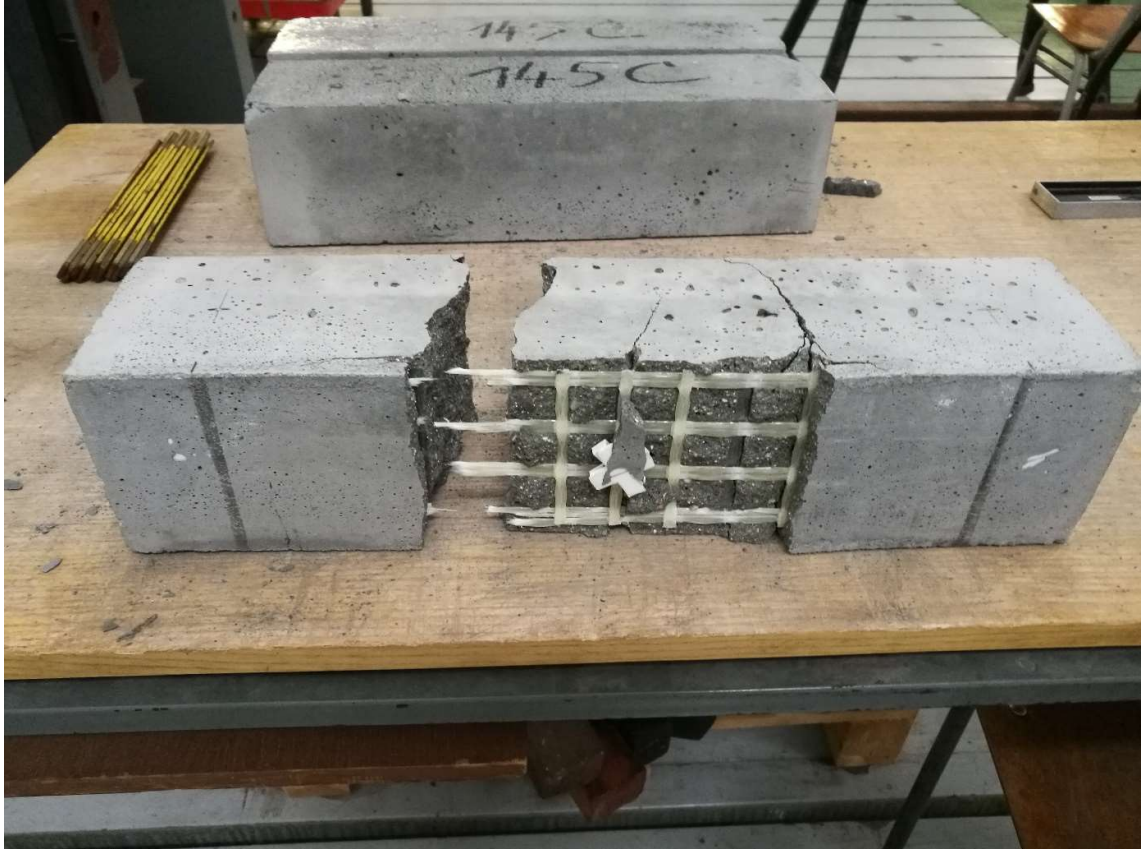


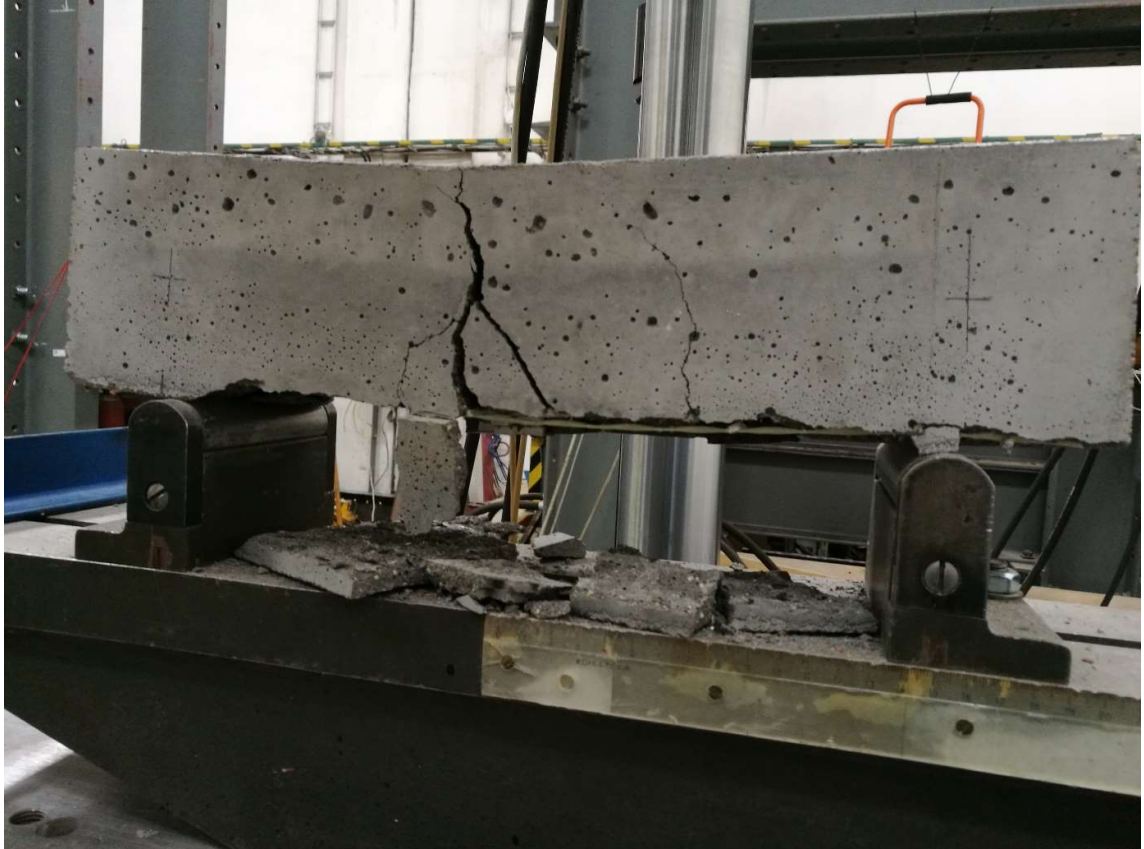


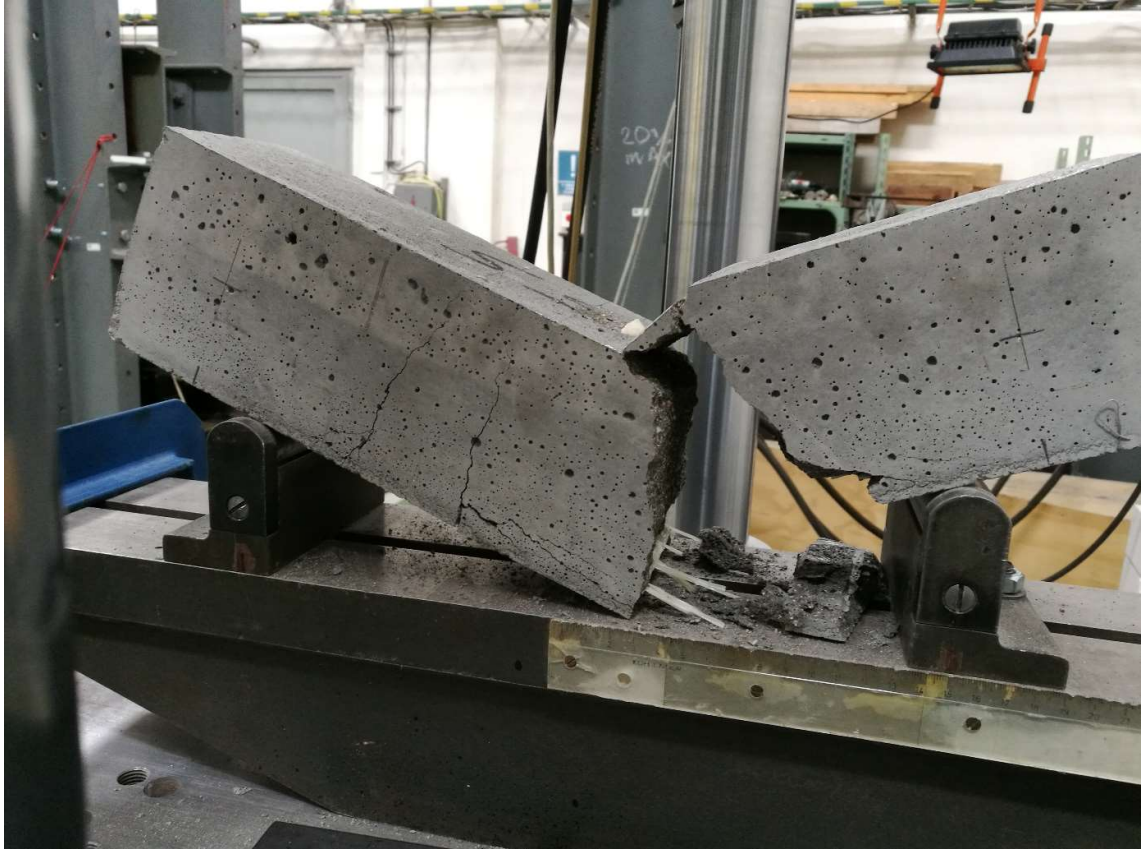
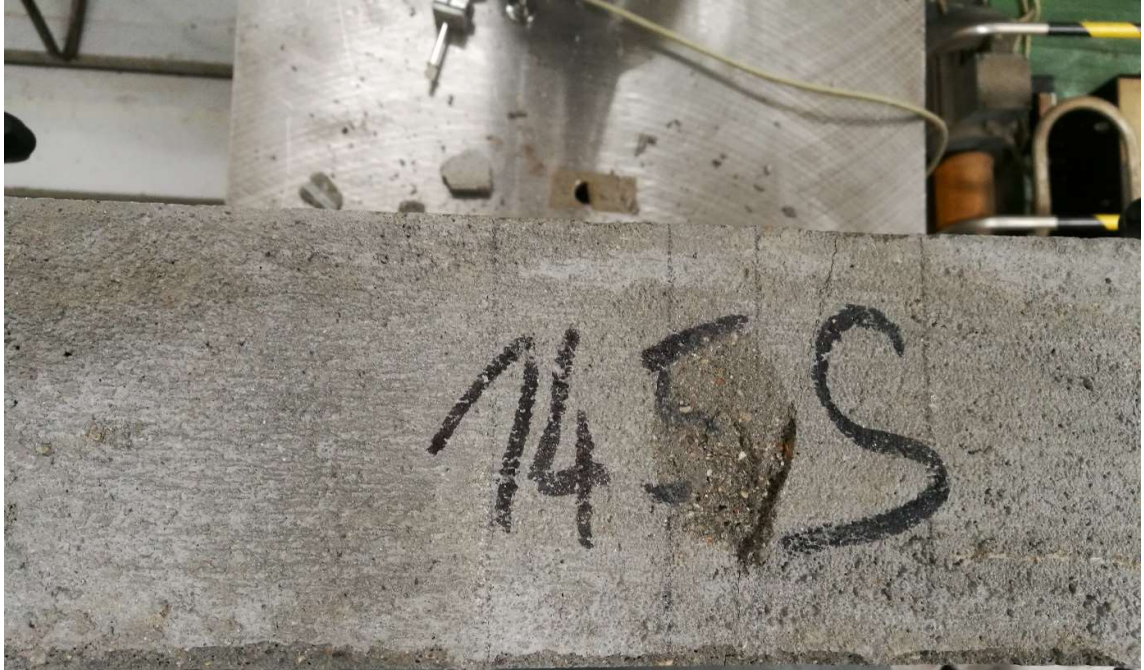




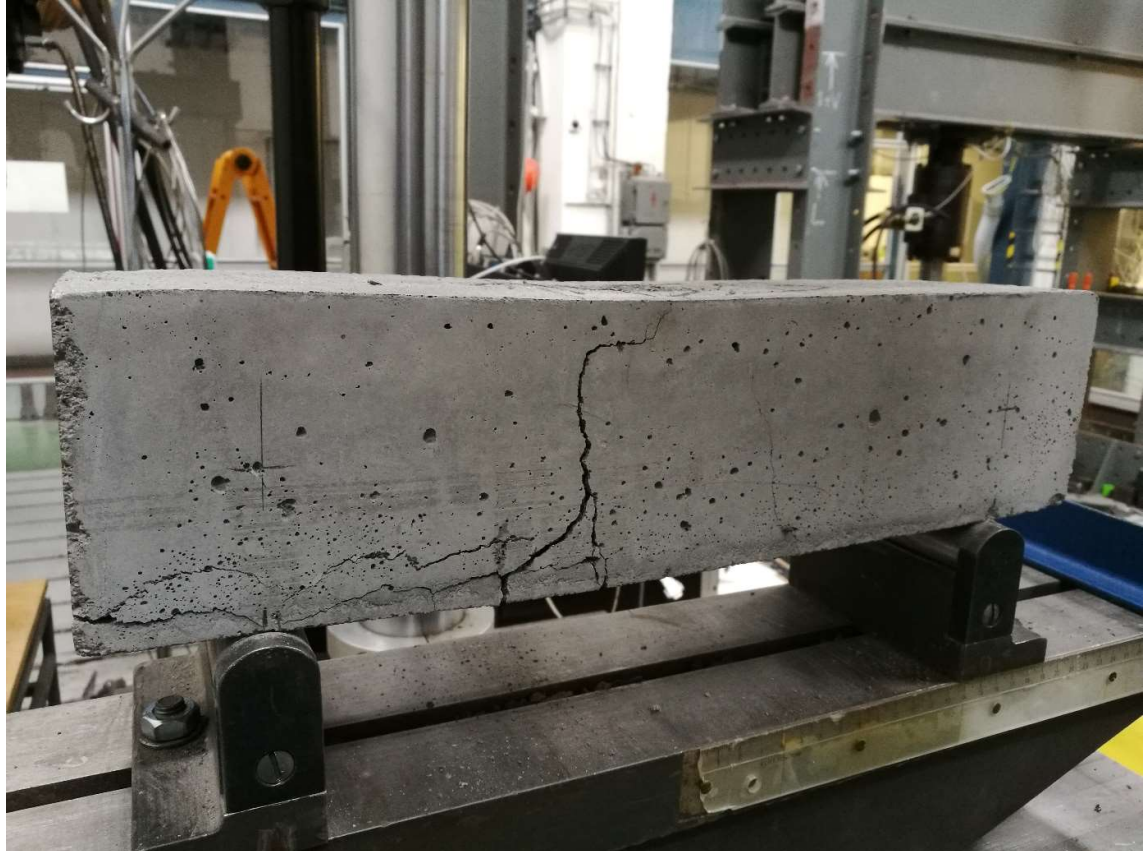




































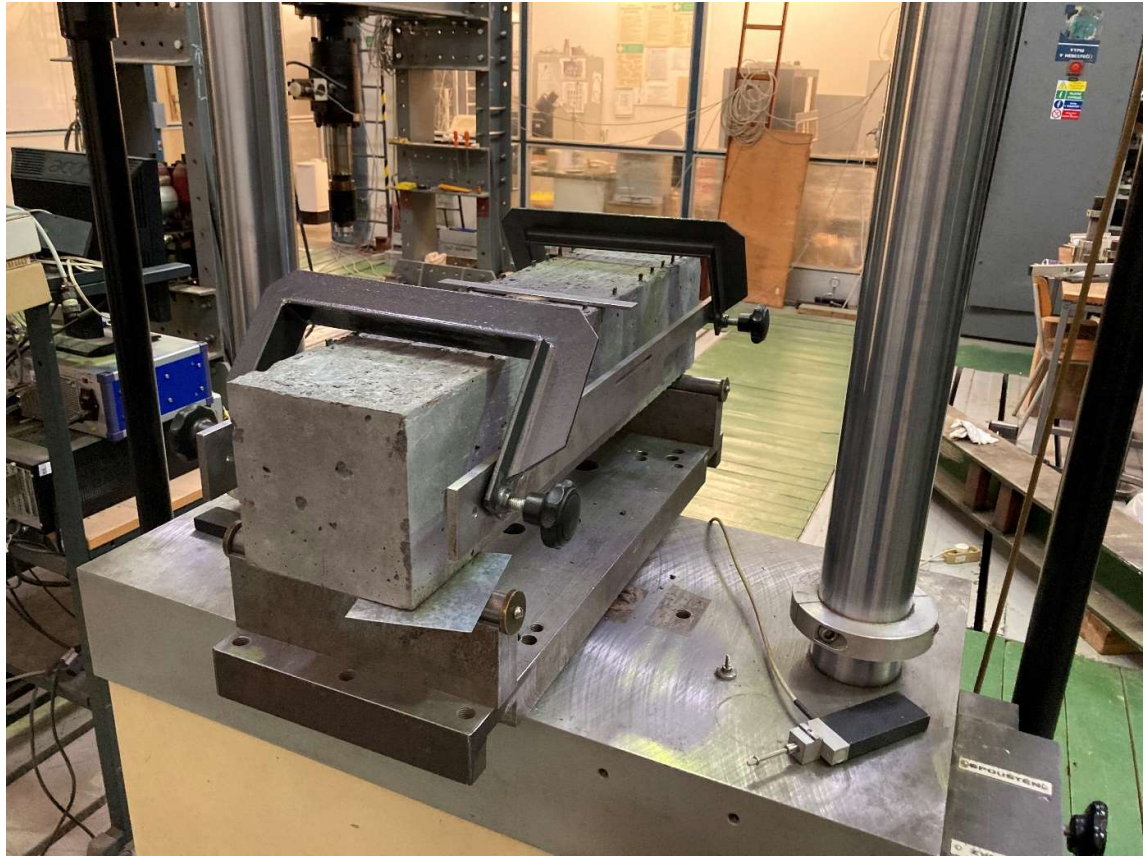






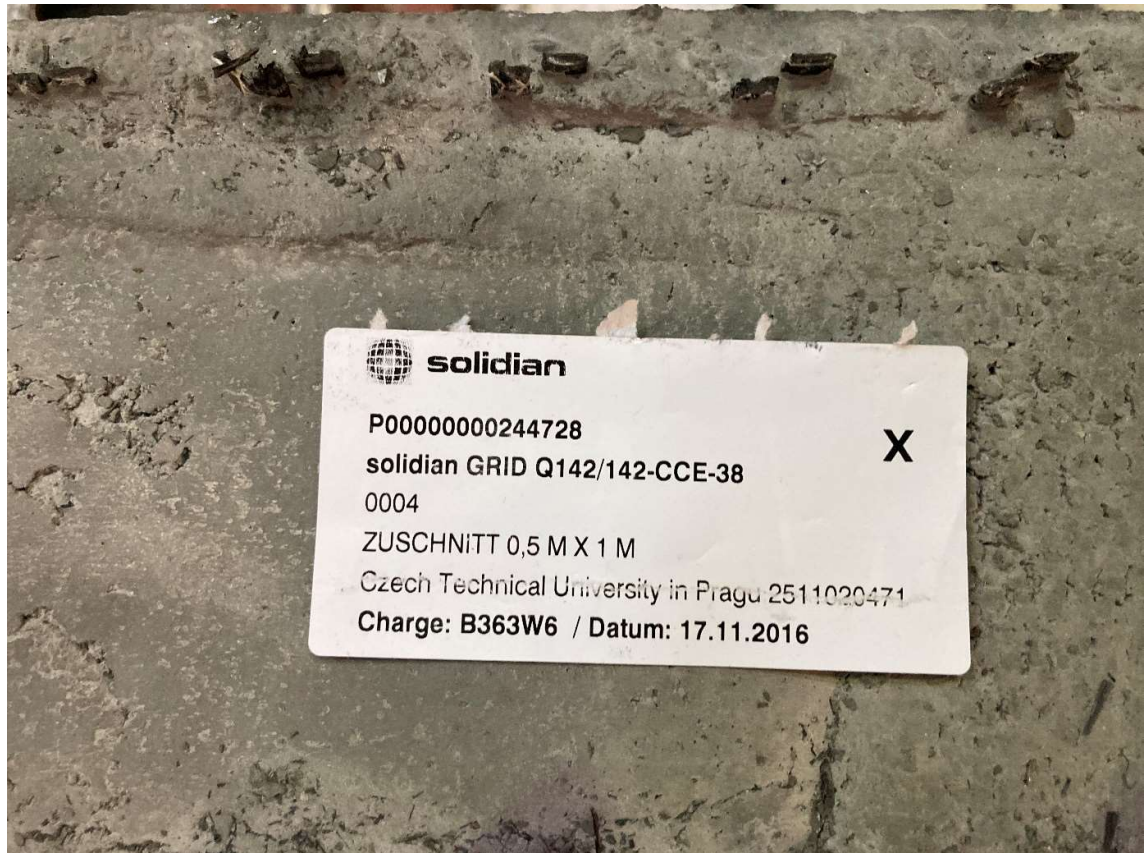














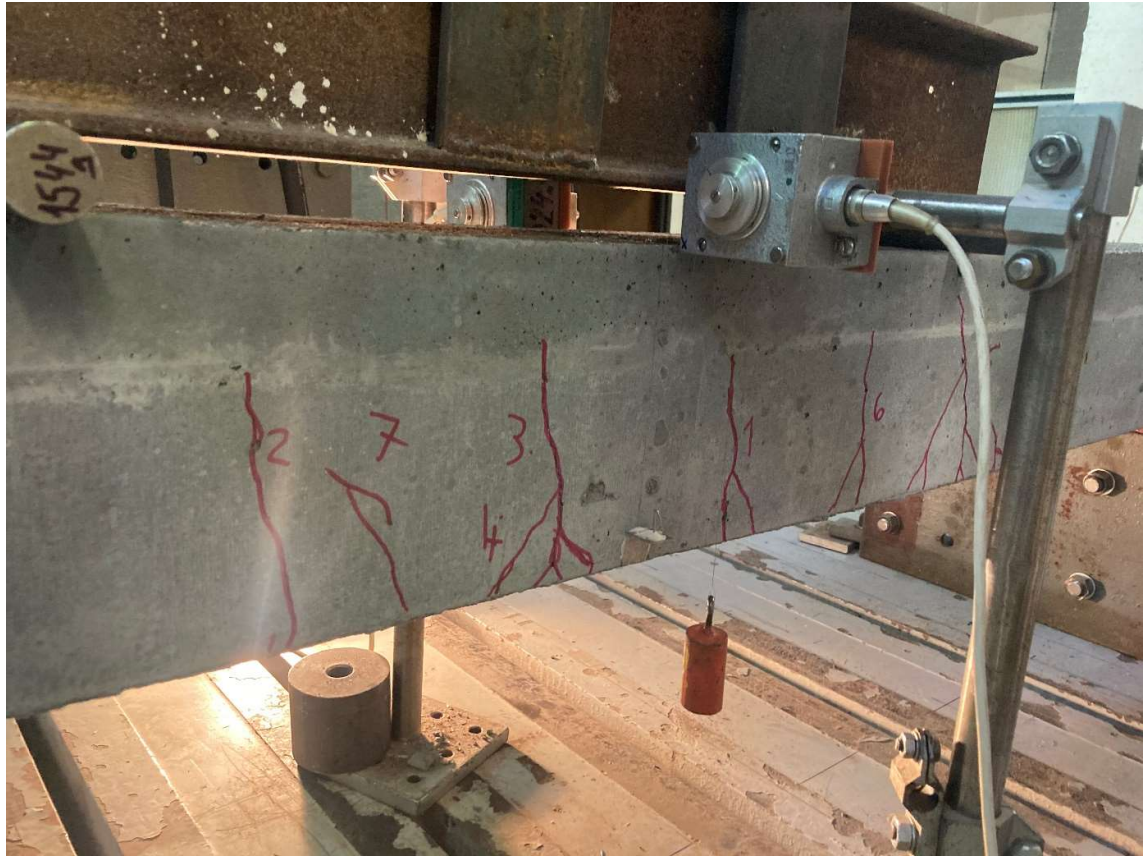


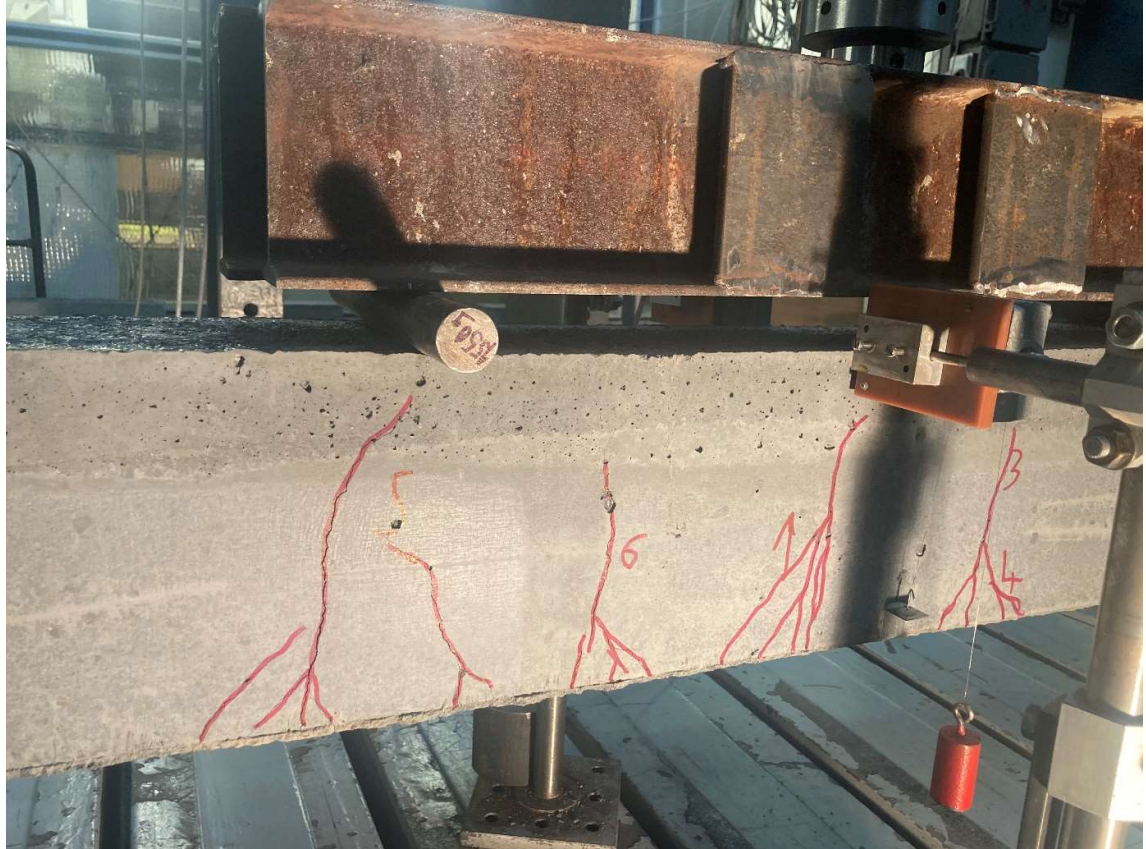
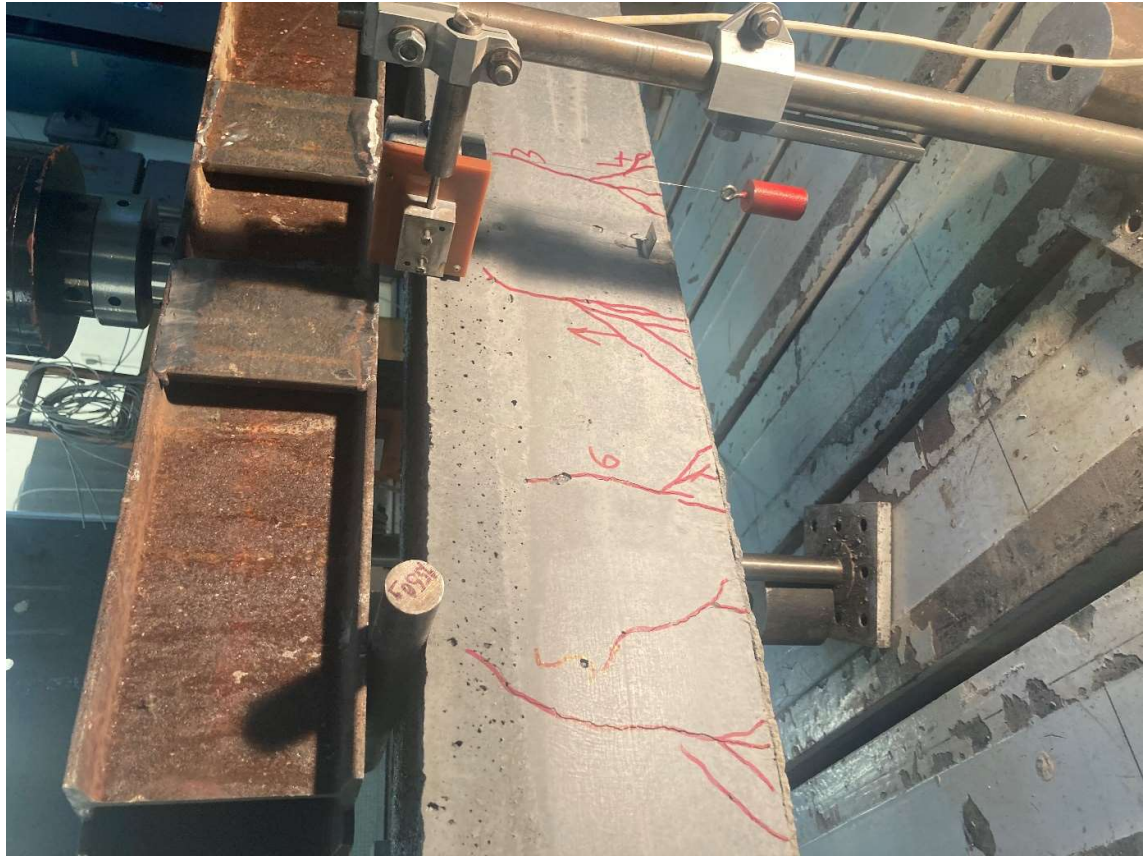




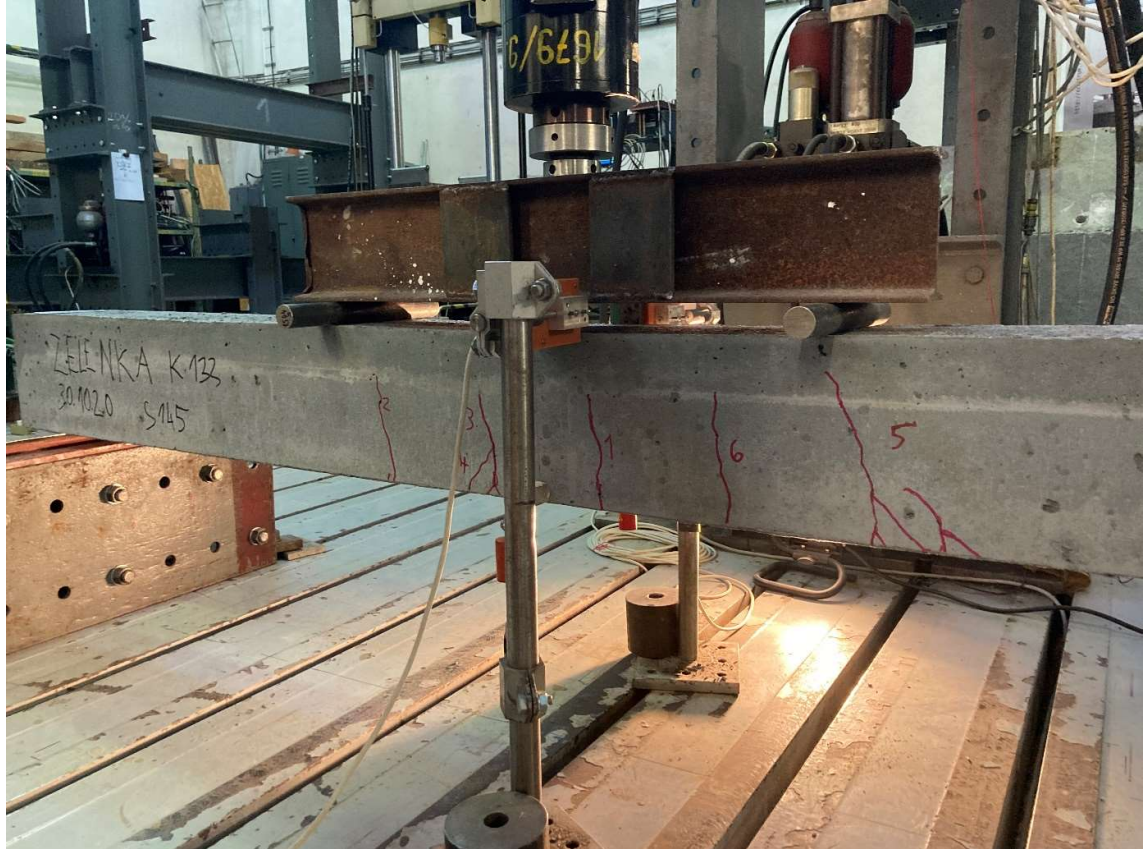
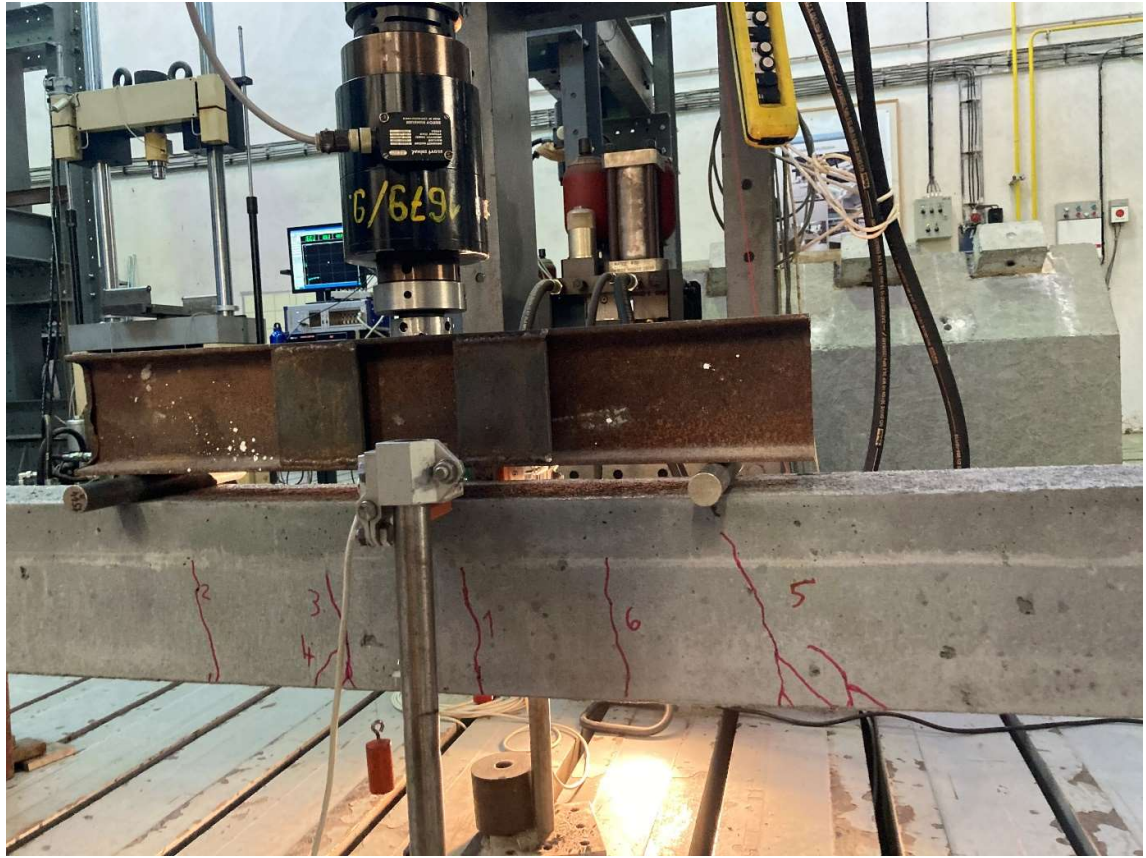


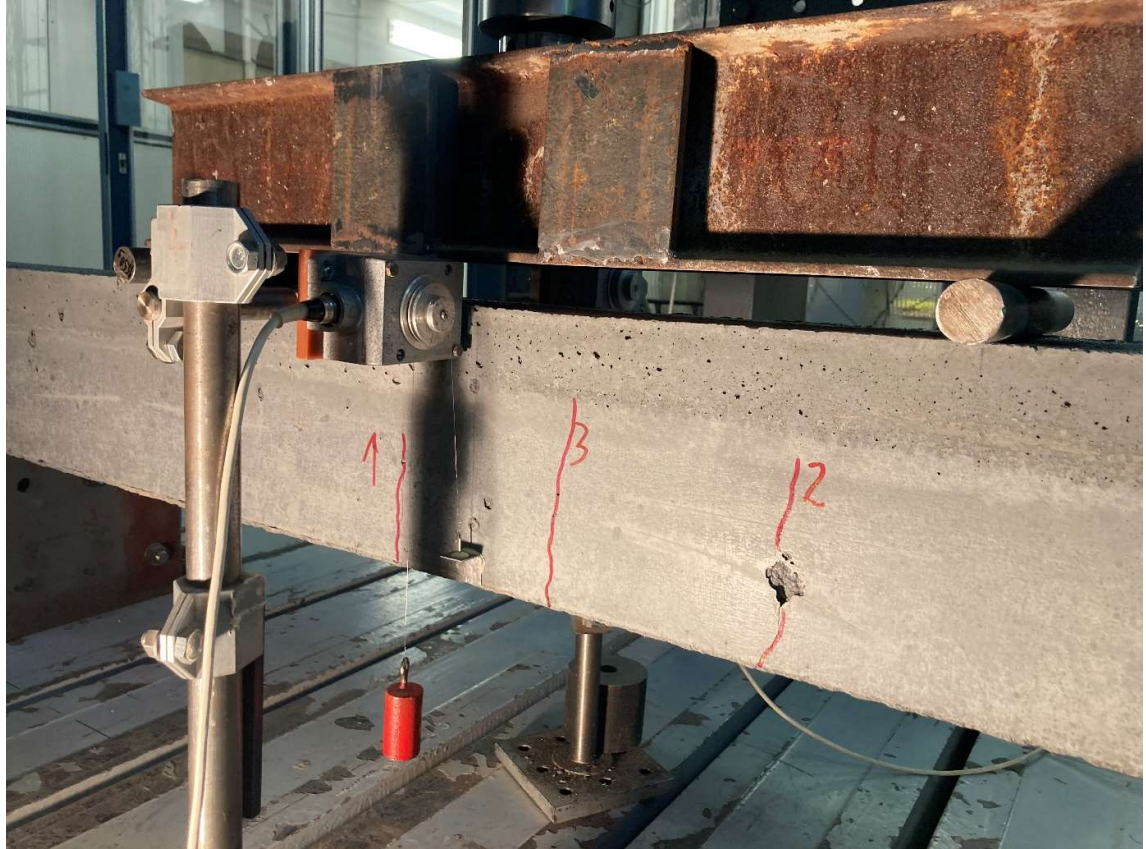












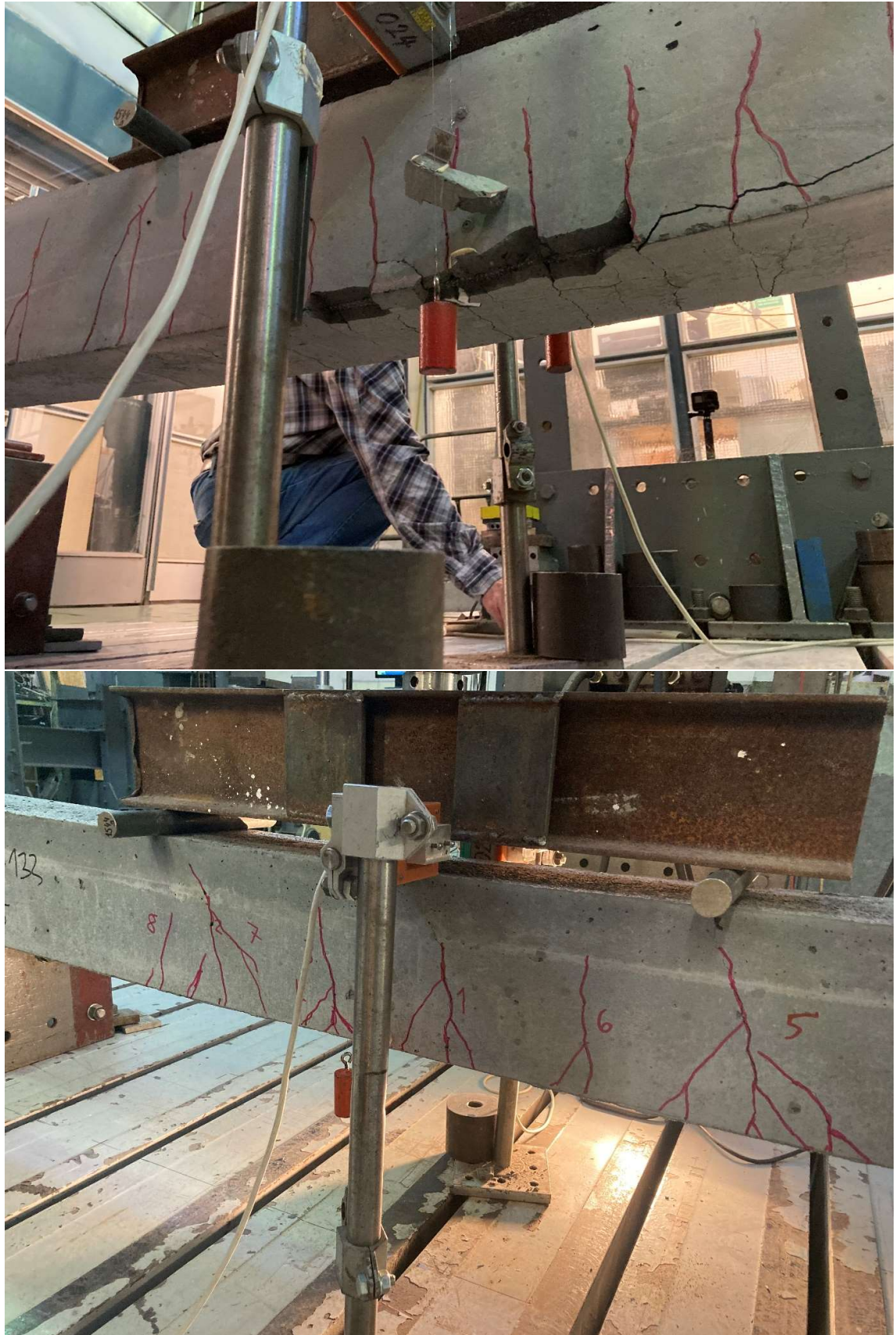


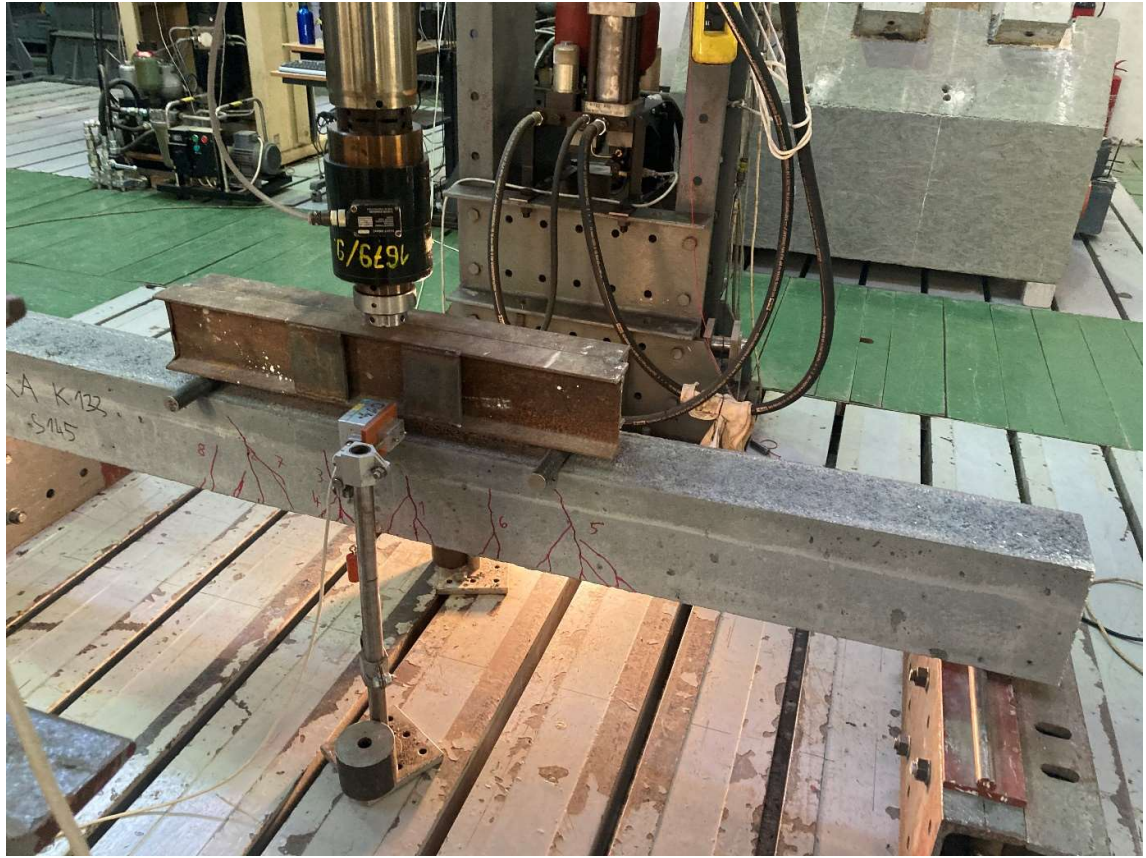




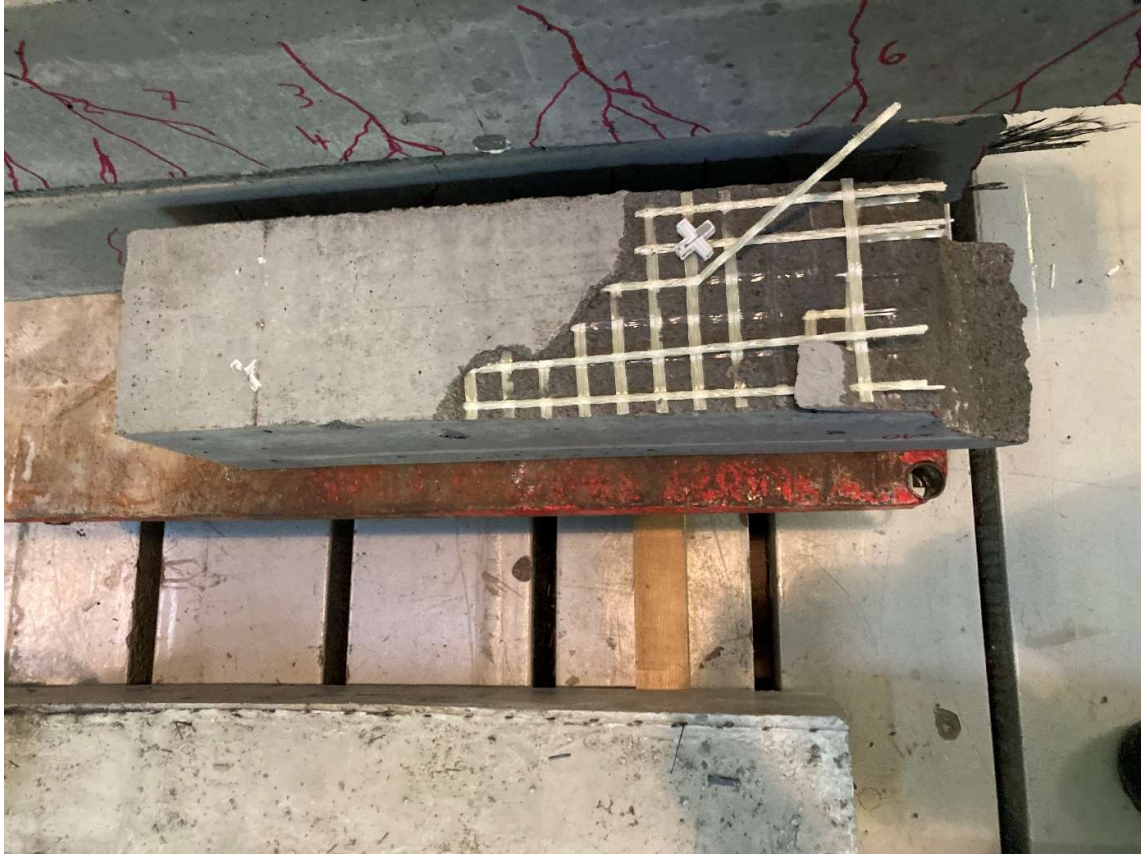








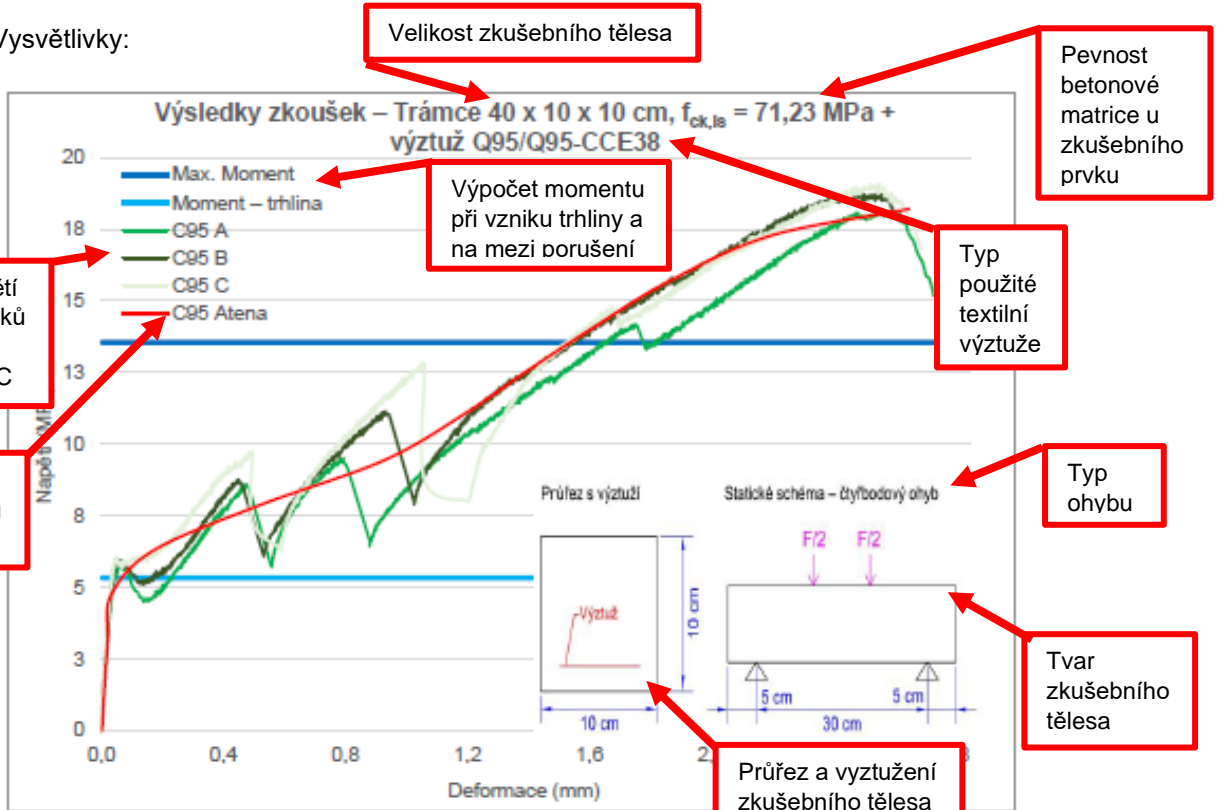






Příloha disertační práce: Ohybové zkoušky

Vysvětlivky:



Betonová směs:

f_{ck}	71,23	MPa
f_{ct}	5,286	MPa
E_c	34,5	GPa
μ	0,2	-
G_f	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q95/Q95-CCE-38		
f_t	2400	MPa
ϵ_t	0,010	
E_s	240	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,62	mm ²
Počet prutů:	3	
Plocha výz.:	10,86	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

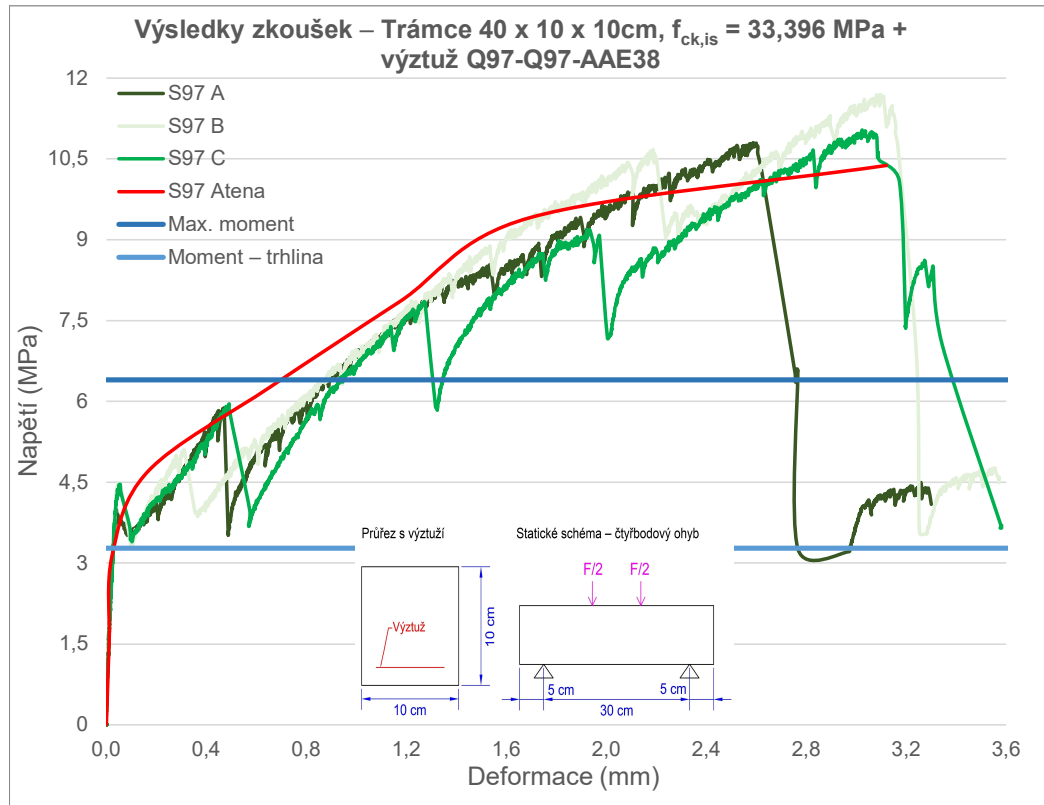
Vlastnosti betonové směsi

Vlastnosti použité tex. výztuže

Průřezové char. betonového průřezu

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	71,230	60,670	3,034	18,201	0,910	2,650
Trámek A	71,230	60,532	3,027	18,160	0,908	2,769
Trámek B	71,230	62,656	3,133	18,797	0,940	2,612
Trámek C	71,230	63,571	3,179	19,071	0,954	2,691
Směrodatná odchylka		1,559	0,078	0,468	0,023	
Charakteristická hodnota		59,306	2,965	17,792	0,890	2,691

Číselné výsledky všech výsledků



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	33,936	MPa
$f_{ct} =$	3,266	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q97/97-AAE-38

$f_t =$	1100	MPa
$\epsilon_t =$	0,0152	
$E_s =$	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	3	
Plocha výz.:	11,07	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	33,936	35,000	1,750	10,500	1756,5	3,250
Trámek A	33,936	35,999	1,800	10,800	1806,6	3,000
Trámek B	33,936	38,980	1,949	11,694	1956,2	3,571
Trámek C	33,936	36,780	1,839	11,034	1845,8	3,581
Směrodatná odchylka		1,545	0,077	0,464	77,5	
Charakteristická hodnota		34,332	1,717	10,300	1723,0	3,384



Výpočet max. ohybového momentu pomocí metody mezních přetvoření

Betonová směs:

f_{ctm}	33,936	MPa
f_t	3,266	MPa
E_c	34,5	GPa
μ	0,2	-
G_f	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q97/97-AAE-38		
f_t	2200	MPa
ϵ_t	0,0152	
E_c	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	3	
Plocha výz.:	11,07	mm ²

Předpoklad:

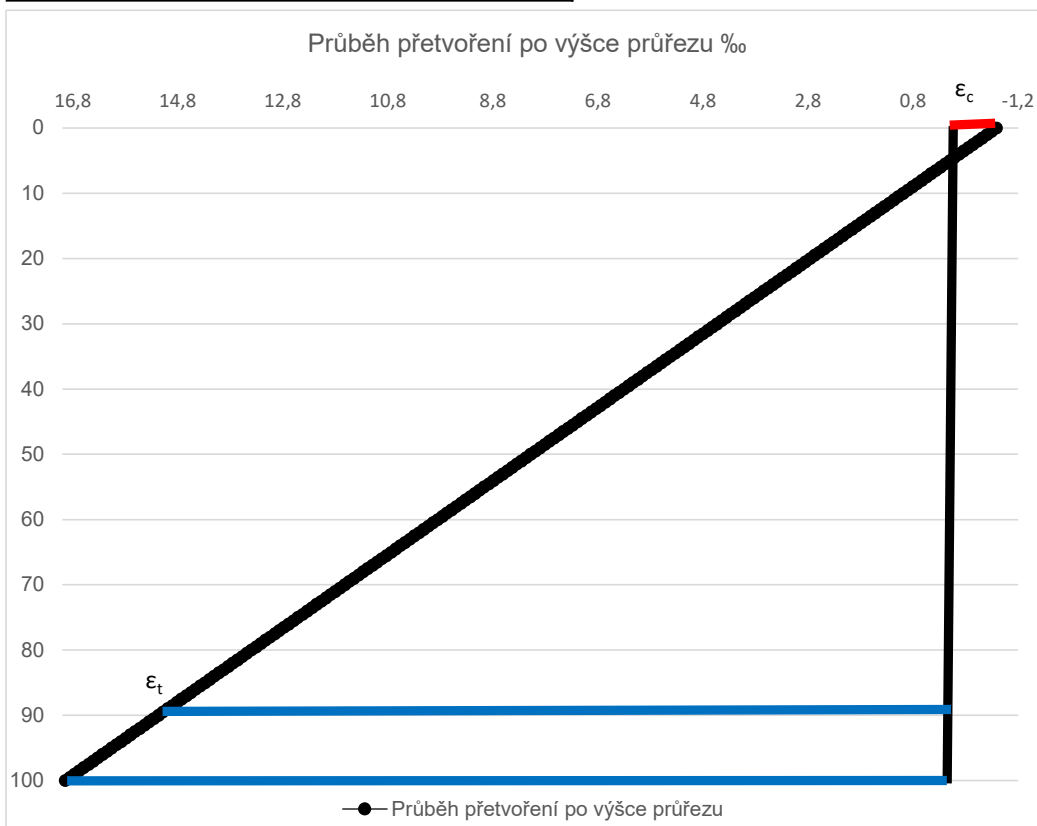
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

F_{ck}	12,144	kN
F_t	12,144	kN
Tlačená výška x	4,40	mm
x/d	0,049	
ϵ_c	0,00078	
ϵ_t	0,0152	
z	87,8	mm
M_{max}	1,066	kNm
F_{max}	21,325	kN
σ_{max}	6,397	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA



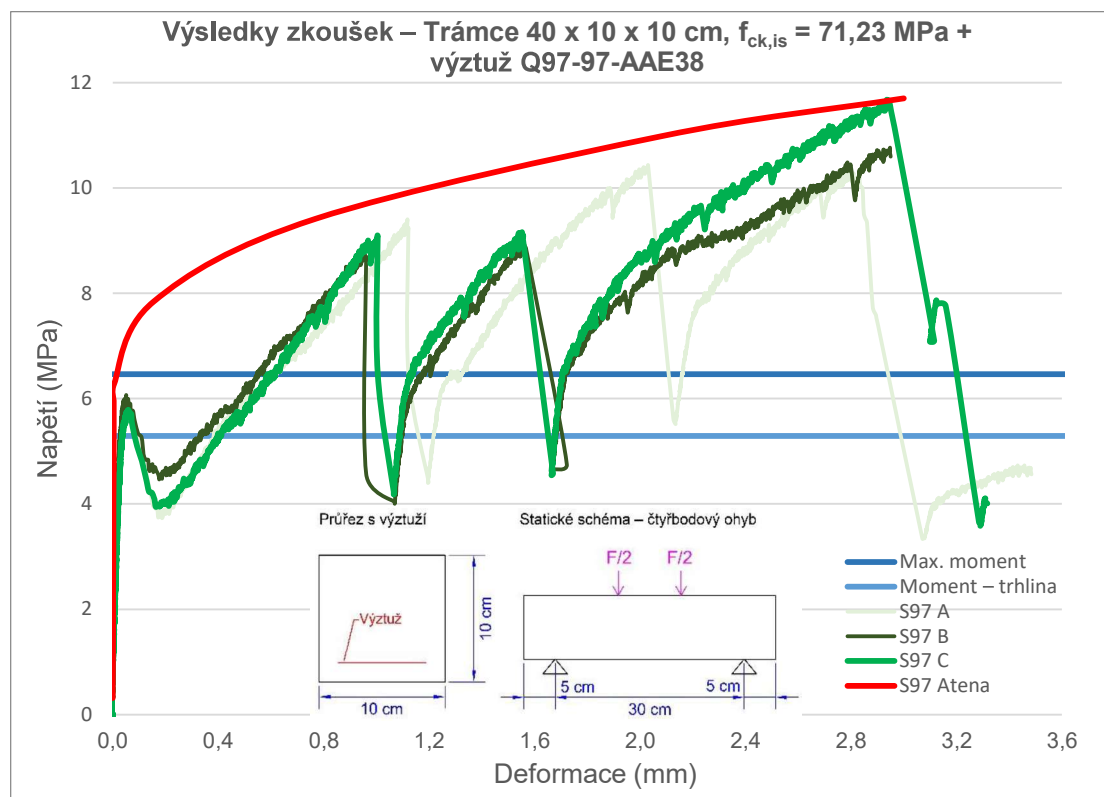


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0023$$

$f_{ctm(0)} =$	3,266	MPa
$f_{ctm,fl} =$	3,274	MPa
$M_{max} =$	0,546	kN
F_{max}	10,912	kN



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	71,23	MPa
$f_{ct} =$	5,281	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q97/97-AAE-38

$f_t =$	1100	MPa
$\epsilon_s =$	0,0152	
$E_s =$	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	3	
Plocha výz.:	11,07	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	71,230	39,000	1,950	11,700	1957,2	3,000
Trámek A	71,230	34,775	1,739	10,433	1745,2	3,484
Trámek B	71,230	35,892	1,795	10,768	1801,3	2,950
Trámek C	71,230	38,913	1,946	11,674	1952,9	3,316
Směrodatná odchylka		2,140	0,107	0,642	107,4	
Charakteristická hodnota		32,480	1,624	9,744	1630,0	3,250



Výpočet max. ohybového momentu pomocí metody mezních přetvoření

Betonová směs:

f_{ctm}	71,23	MPa
f_t	5,281	MPa
E_c	34,5	GPa
μ	0,2	-
G_f	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q97/97-AAE-38		
f_t	2200	MPa
ϵ_t	0,0152	
E_c	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	3	
Plocha výz.:	11,07	mm ²

Předpoklad:

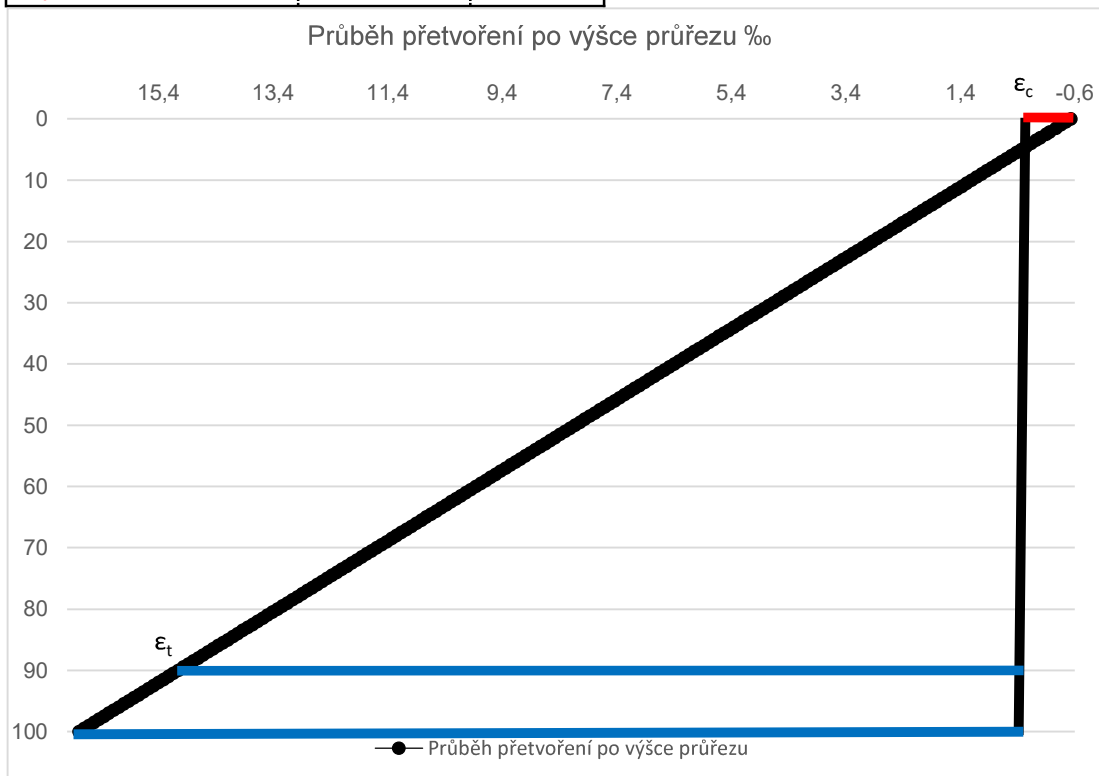
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

F_{ck}	12,177	kN
F_t	12,177	kN
Tlačená výška x	3,1	mm
x/d	0,050	
ϵ_c	0,000537	
ϵ_t	0,0152	
z	88,450	mm
M_{max}	1,077	kNm
F_{max}	21,541	kN
σ_{max}	6,462	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA



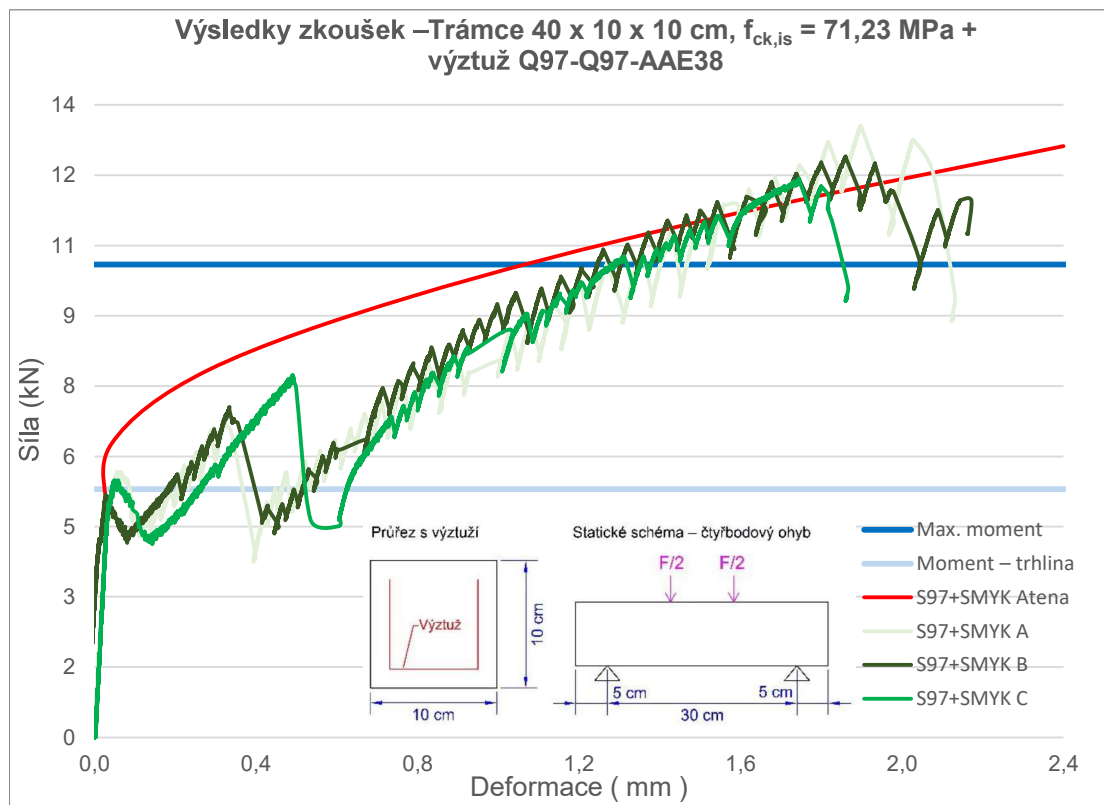


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_i) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_i)$$

$$\omega_i = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0023$$

$f_{ctm}(0) =$	5,281	MPa
$f_{ctm,fl} =$	5,293	MPa
$M_{max} =$	0,882	kN
F_{max}	17,644	kN



Betonová směs:

f_{ctm}	71,23	MPa
f_{ct}	5,281	MPa
E_c	34,5	GPa
μ	0,2	-
Gf	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž: GRID Q97/97-AAE-38

f_t	1100	MPa
ϵ_t	0,0152	
E_s	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	4,2	
Plocha výz.:	15,334	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	71,230	42,070	2,104	12,621	1566,6	2,400
Trámek A	71,230	43,536	2,177	13,061	1621,2	2,831
Trámek B	71,230	41,333	2,067	12,400	1539,2	2,775
Trámek C	71,230	39,774	1,989	11,932	1481,1	2,761
Směrodatná odchylka		1,890	0,095	0,567	70,4	
Charakteristická hodnota		37,975	1,899	11,393	1414,1	2,789



Výpočet max. ohybového momentu pomocí metody mezních přetvoření

Betonová směs:

f_{ctm}	71,23	MPa
f_t	5,281	MPa
E_c	34,5	GPa
μ	0,2	-
G_f	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q97/97-AAE-38		
f_t	2200	MPa
ϵ_t	0,0152	
E_c	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	4,2	
Plocha výz.:	15,334	mm ²

Předpoklad:

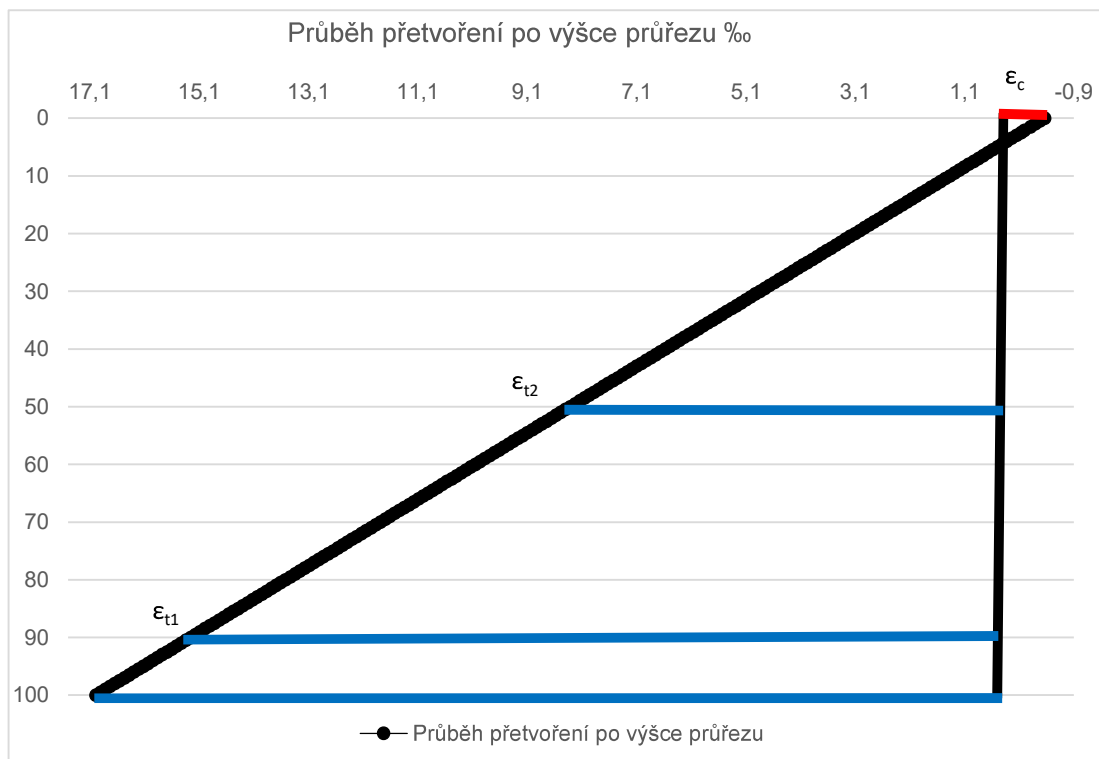
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

F_{ck}	19,213	kN
F_t	19,213	kN
Tlačená výška x	4,88	mm
x/d	4,875	
ϵ_c	0,0008725	
ϵ_t	0,0152	
z	87,563	mm
M_{max}	1,682	kNm
F_{max}	33,646	kN
σ_{max}	10,094	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA



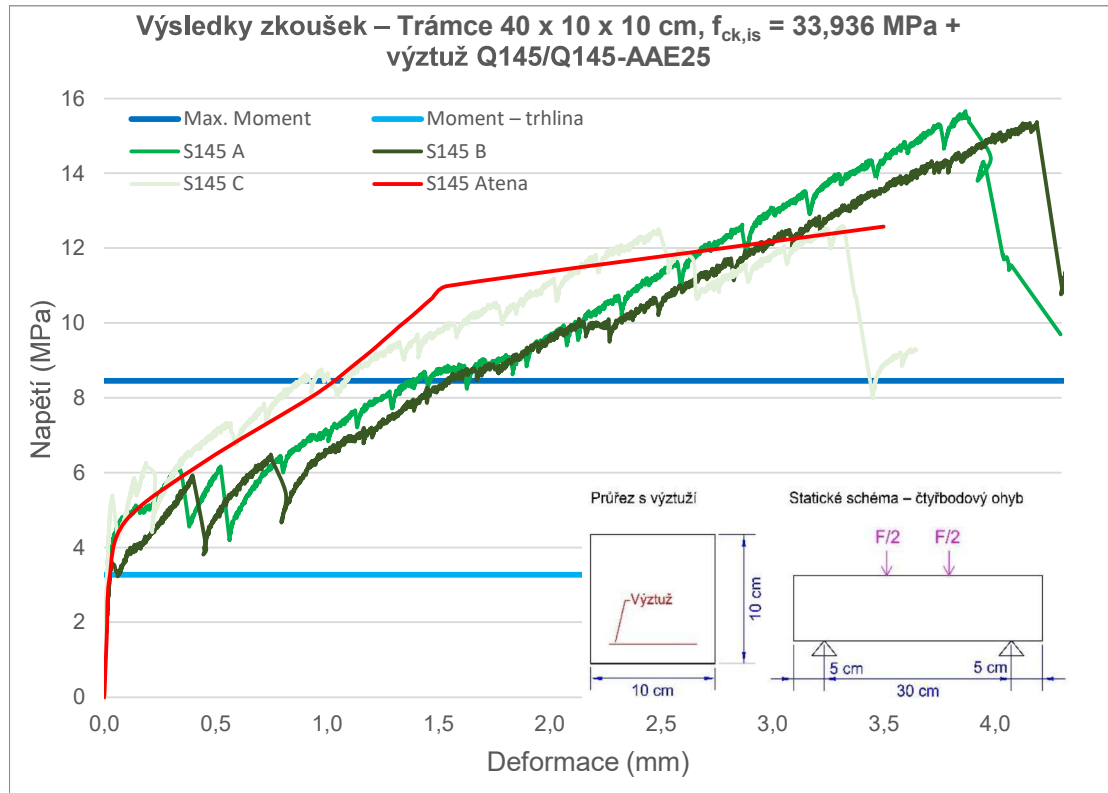


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0032$$

$f_{ctm}(0) =$	5,281	MPa
$f_{ctm,fl} =$	5,298	MPa
$M_{max} =$	0,883	kN
F_{max}	17,660	kN



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	33,936	MPa
$f_{ct} =$	3,266	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q145/145-AAE-25

$f_t =$	1100	MPa
$\epsilon_s =$	0,0153	
$E_s =$	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	4	
Plocha výz.:	14,76	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	33,936	41,920	2,096	12,576	1631,9	3,500
Trámek A	33,936	52,194	2,610	15,658	2031,9	4,294
Trámek B	33,936	41,989	2,099	12,597	1634,6	3,648
Trámek C	33,936	51,239	2,562	15,372	1994,7	5,703
Směrodatná odchylka		5,636	0,282	1,691	219,4	
Charakteristická hodnota		37,821	1,891	11,346	1472,3	4,548



Výpočet max. ohybového momentu pomocí metody mezních přetvoření

Betonová směs:

f_{ctm} =	33,936	MPa
f_t =	3,266	MPa
E_c =	34,5	GPa
μ =	0,2	-
G_f =	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q145/145-AAE-25		
f_t =	1100	MPa
ϵ_t =	0,0153	
E_c =	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	4	
Plocha výz.:	14,76	mm ²

Předpoklad:

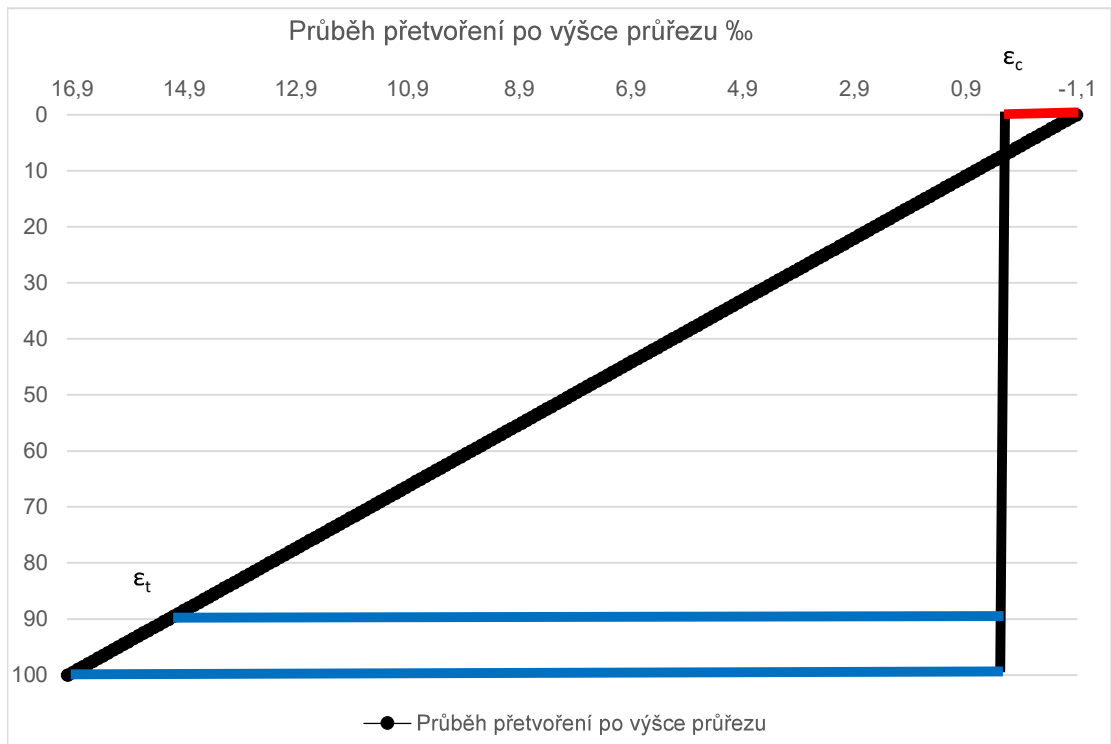
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

F_{ck} =	16,192	kN
F_t =	16,192	kN
Tlačená výška x	5,96	mm
x/d	0,0663	
$\epsilon_{c,max}$	0,0011	
$\epsilon_{t,max}$	0,0152	
z	87,02	mm
M_{max}	1,409	kNm
F_{max}	28,180	kN
σ_{max}	8,454	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA



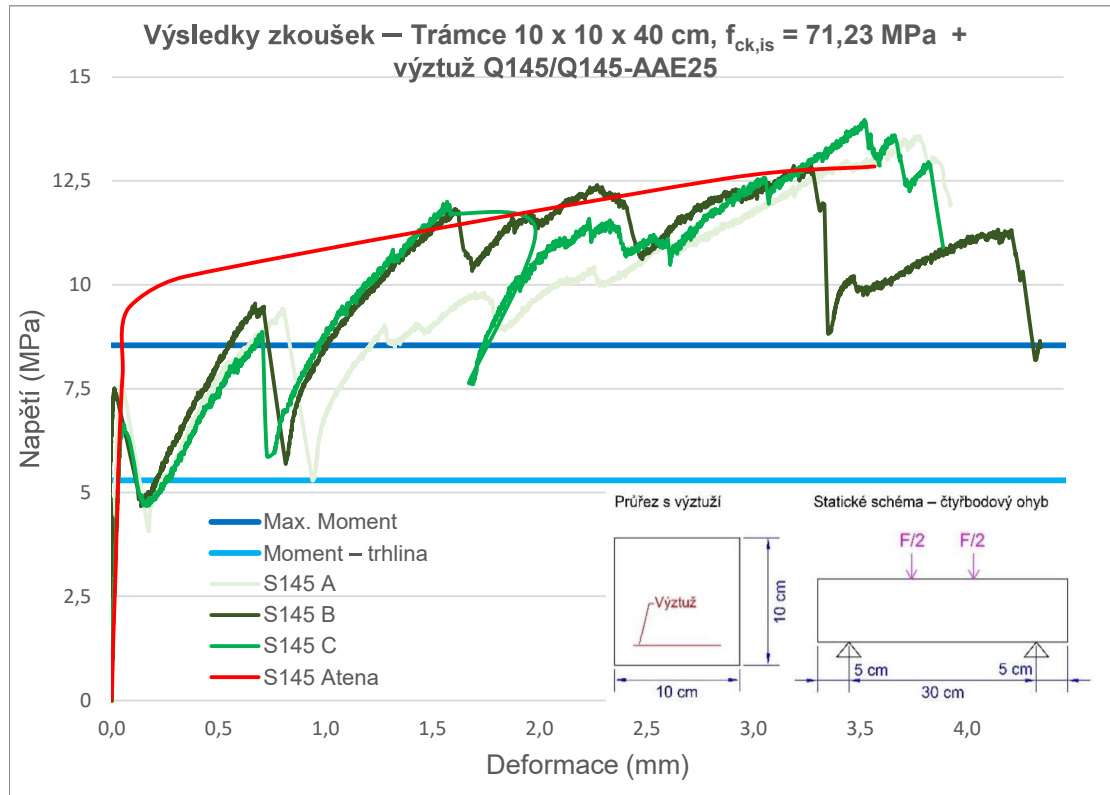


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0031$$

$f_{ctm(0)} =$	3,266	MPa
$f_{ctm,fl} =$	3,276	MPa
$M_{max} =$	0,546	kN
F_{max}	10,920	kN



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	71,23	MPa
$f_{ct} =$	5,281	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q145/145-AAE-25

$f_t =$	1100	MPa
$\epsilon_s =$	0,0153	
$E_s =$	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	4	
Plocha výz.:	14,76	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	71,230	41,920	2,096	12,576	1614,71	3,500
Trámek A	71,230	45,285	2,264	13,586	1744,32	4,294
Trámek B	71,230	46,558	2,328	13,967	1793,36	3,648
Trámek C	71,230	43,082	2,154	12,925	1659,47	5,703
Směrodatná odchylka		1,759	0,088	0,528	67,75	
Charakteristická hodnota		41,651	2,083	12,495	1604,35	4,548



Výpočet max. ohybového momentu pomocí metody mezních přetvoření

Betonová směs:

f_{ctm} =	71,23	MPa
f_t =	5,281	MPa
E_c =	34,5	GPa
μ =	0,2	-
G_f =	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q145/145-AAE-25		
f_t =	1100	MPa
ϵ_t =	0,0153	
E_c =	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	4	
Plocha výz.:	14,76	mm ²

Předpoklad:

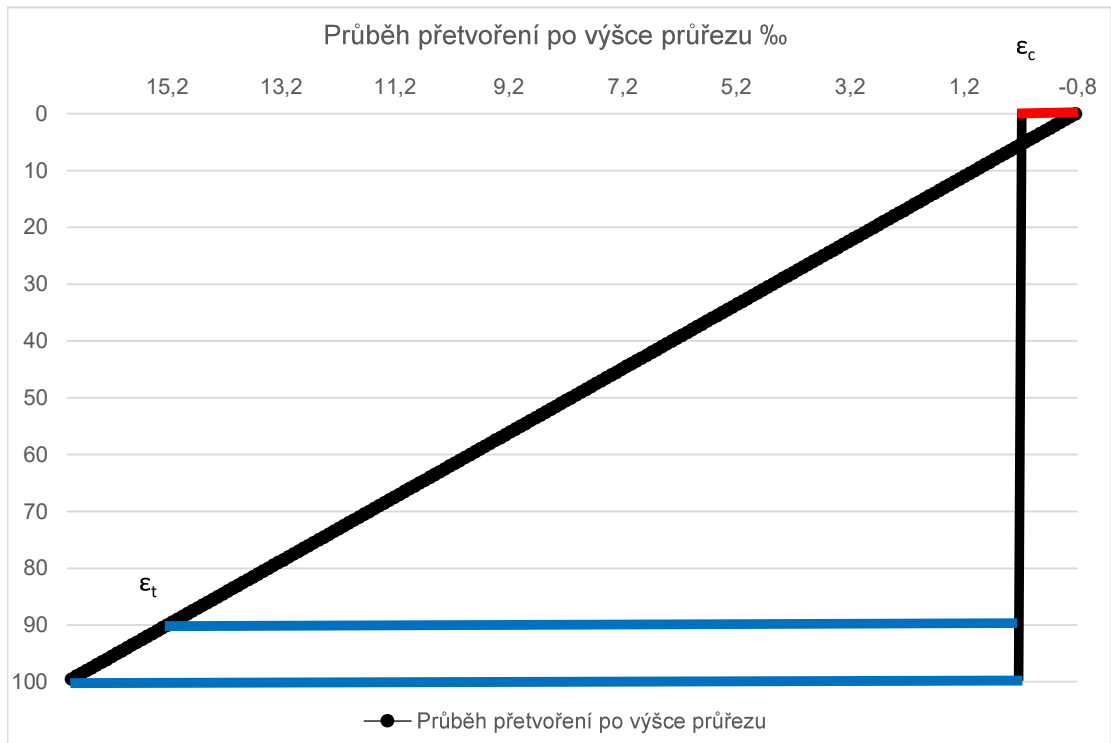
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

F_{ck} =	16,192	kN
F_t =	16,192	kN
Tlačená výška x	4,11	mm
x/d	0,0457	
$\epsilon_{c,max}$	0,000729	
$\epsilon_{t,max}$	0,0152	
z	87,945	mm
M_{max}	1,424	kNm
F_{max}	28,480	kN
σ_{max}	8,544	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA



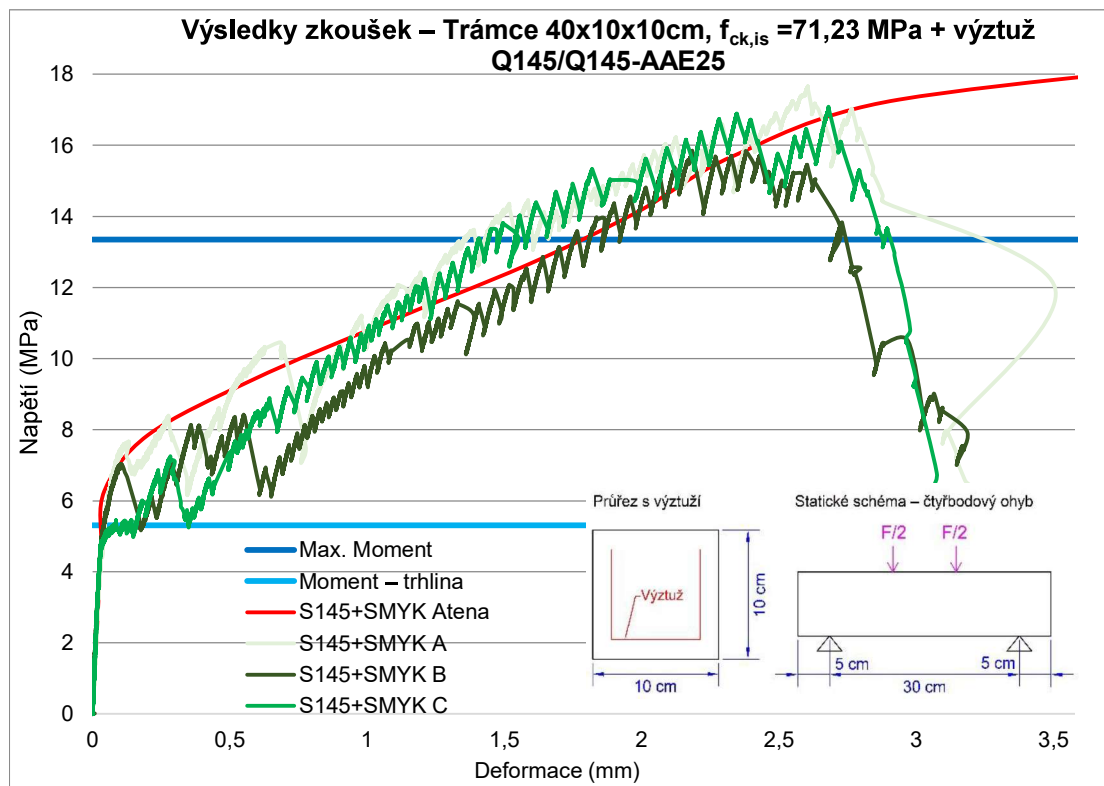


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0031$$

$f_{ctm(0)} =$	5,281	MPa
$f_{ctm,fl} =$	5,297	MPa
$M_{max} =$	0,883	kN
F_{max}	17,658	kN



Betonová směs:

f_{ctm}	71,23	MPa
f_{ct}	5,281	MPa
E_c	34,5	GPa
μ	0,2	-
G_f	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q145/145-AAE-25

f_t	1100	MPa
ϵ_t	0,0153	
E_c	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	6,3333	
Plocha výz.:	23,37	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	71,230	57,620	2,881	17,286	1421,1	2,936
Trámek A	71,230	58,862	2,943	17,659	1451,7	2,604
Trámek B	71,230	52,850	2,643	15,855	1303,4	2,184
Trámek C	71,230	56,952	2,848	17,086	1404,6	2,681
Směrodatná odchylka		3,072	0,154	0,922	75,8	
Charakteristická hodnota		50,415	2,521	15,125	1243,4	2,490



Výpočet max. ohybového momentu pomocí metodou mezních přetvoření

Betonová směs:

f_{ctm} =	71,23	MPa
f_t =	5,281	MPa
E_c =	34,5	GPa
μ =	0,2	-
G_f =	4,00E-05	MN/m
Typ tah. změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q145/145-AAE-25		
f_t =	1100	MPa
ϵ_t =	0,0153	
E_s =	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	6,3333	
Plocha výz.:	23,37	mm ²

Předpoklad:

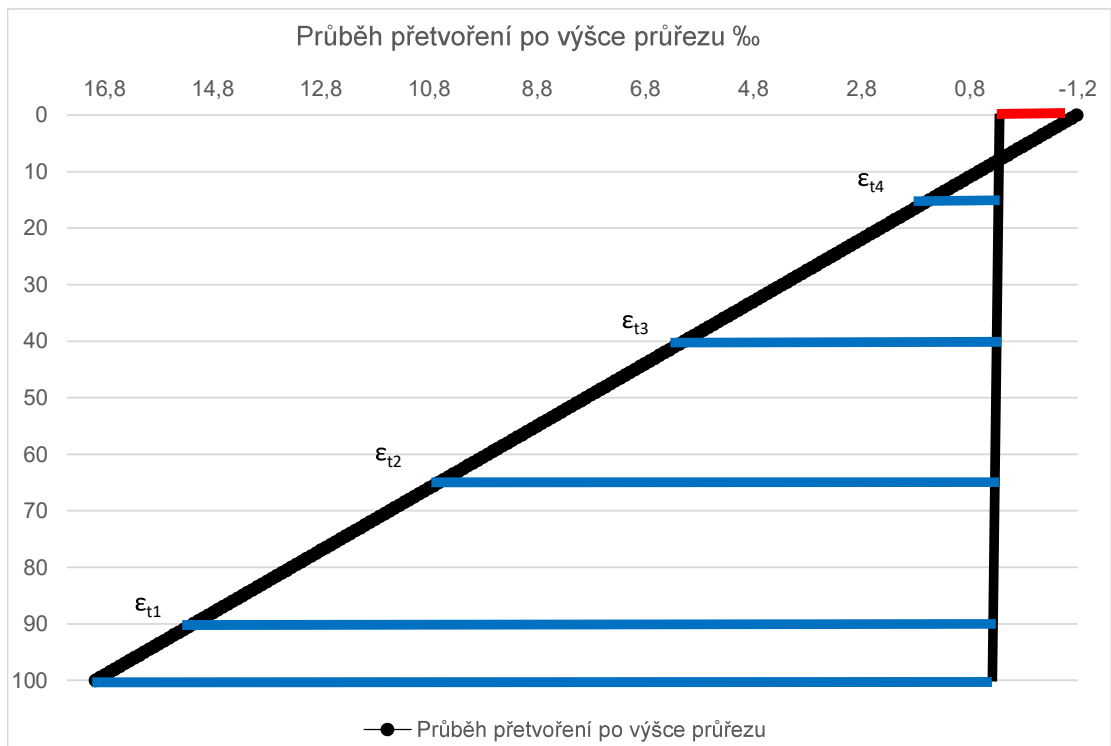
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

F_{ck} =	25,637	kN
F_t =	25,637	kN
Tlačená výška x	6,500	mm
x/d	0,072	
$\epsilon_{c,max}$	0,00118	
$\epsilon_{t,max}$	0,0152	
z	86,750	mm
M_{max}	2,224	kNm
F_{max}	44,481	kN
σ_{max}	13,344	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA



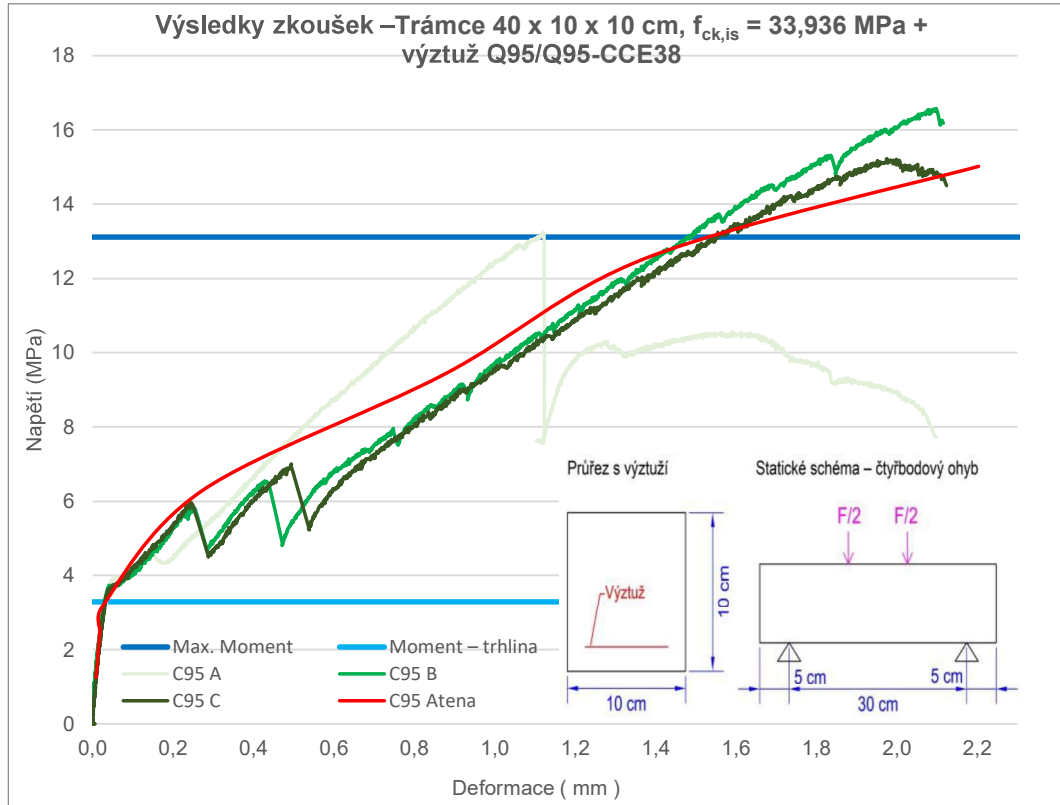


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0049$$

$f_{ctm(0)} =$	5,281	MPa
$f_{ctm,fl} =$	5,307	MPa
$M_{max} =$	0,884	kN
F_{max}	17,689	kN



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	33,936	MPa
$f_{ct} =$	3,266	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q95/95-CCE-38

$f_t =$	2400	MPa
$\epsilon_t =$	0,010	
$E_c =$	240	GPa
Typ grafu:	linární	
Plocha prutu:	3,62	mm ²
Počet prutů:	3	
Plocha výz.:	10,86	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	max. Síla (kN)	max. M (kN)	max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	max. napětí ve výztuži (MPa)	max. průhyb (mm)
Model Atena	33,936	50,060	2,503	15,018	0,751	2,200
Trámek A	33,936	44,107	2,205	13,232	0,662	2,097
Trámek B	33,936	55,243	2,762	16,573	0,829	2,116
Trámek C	33,936	50,763	2,538	15,229	0,761	2,124
Směrodatná odchylka		2,240	0,112	0,672	0,034	
Charakteristická hodnota		48,500	2,425	14,550	0,728	2,112



Výpočet max. ohybového momentu pomocí metody mezních přetvoření

Betonová směs:

$f_{ctm} =$	33,936	MPa
$f_t =$	3,266	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q95/95-CCE-38		
$f_t =$	2400	MPa
$\epsilon_t =$	0,01	
$E_c =$	240	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,62	mm ²
Počet prutů:	3	
Plocha výz.:	10,86	mm ²

Předpoklad:

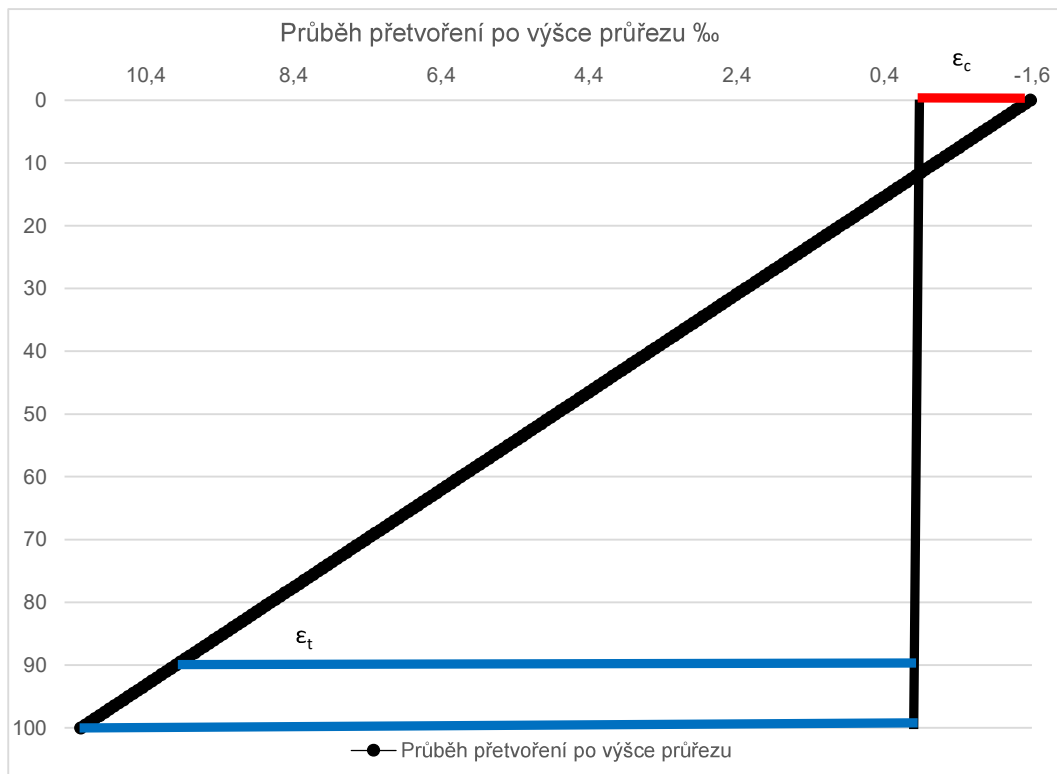
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

$F_{ck} =$	26,064	kN
$F_t =$	26,064	kN
Tlačená výška x	12,25	mm
x/d	0,136	
ϵ_c	0,001575	
ϵ_t	0,01	
z	83,875	mm
M_{max}	2,186	kNm
F_{max}	43,722	kN
σ_{max}	13,117	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA



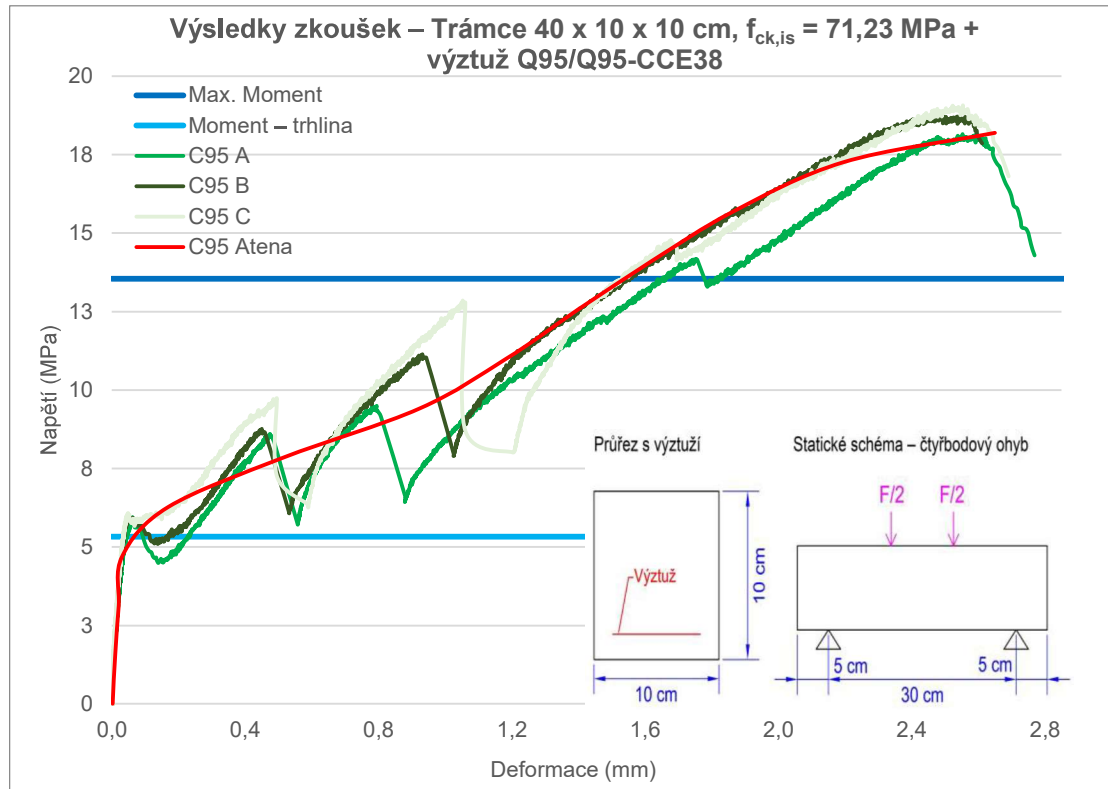


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0076$$

$f_{ctm}(0) =$	3,266	MPa
$f_{ctm,fl} =$	3,291	MPa
$M_{max} =$	0,548	kN
F_{max}	10,969	kN



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	71,23	MPa
$f_{ct} =$	5,286	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q95/95-CCE-38

$f_t =$	2400	MPa
$\epsilon_s =$	0,010	
$E_s =$	240	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,62	mm ²
Počet prutů:	3	
Plocha výz.:	10,86	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	71,230	60,670	3,034	18,201	0,910	2,650
Trámek A	71,230	60,532	3,027	18,160	0,908	2,769
Trámek B	71,230	62,656	3,133	18,797	0,940	2,612
Trámek C	71,230	63,571	3,179	19,071	0,954	2,691
Směrodatná odchylka		1,559	0,078	0,468	0,023	
Charakteristická hodnota		59,306	2,965	17,792	0,890	2,691



Výpočet max. ohybového momentu pomocí metody mezních přetvoření

Betonová směs:

f_{ctm}	71,230	MPa
f_t	5,286	MPa
E_c	34,5	GPa
μ	0,2	-
G_f	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q95/95-CCE-38		
f_t	2400	MPa
ϵ_t	0,01	
E_c	240	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,62	mm ²
Počet prutů:	3	
Plocha výz.:	10,86	mm ²

Předpoklad:

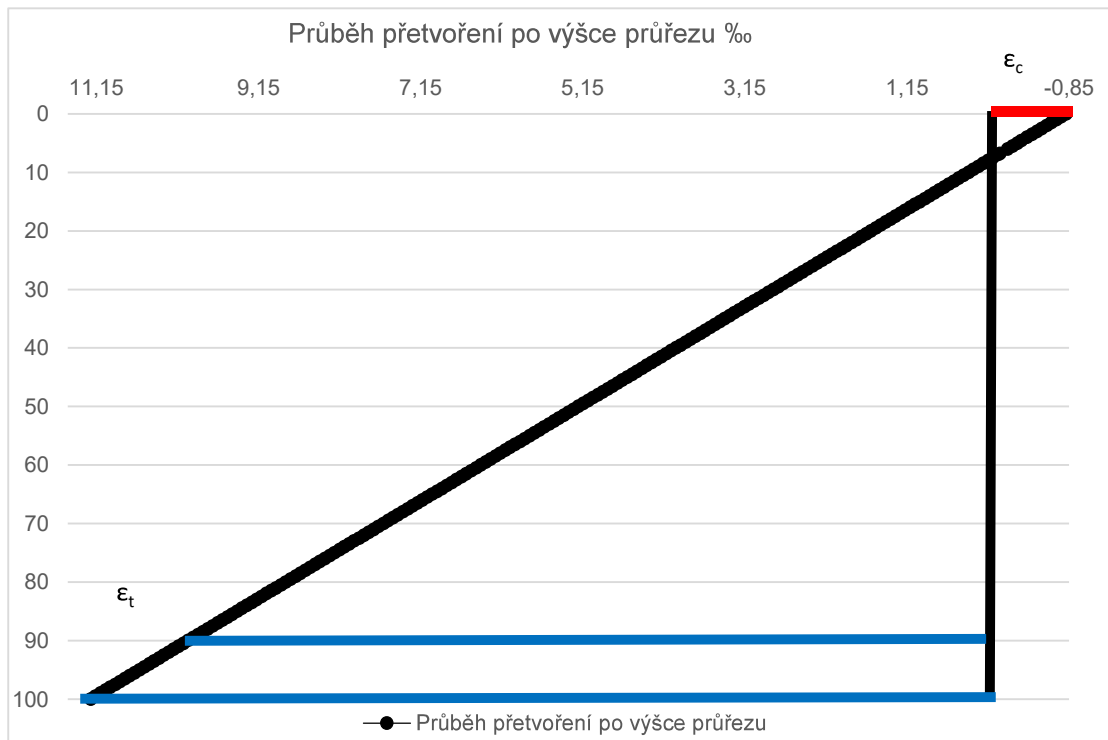
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

F_{ck}	26,064	kN
F_t	26,064	kN
Tlačená výška x	6,78	mm
x/d	0,075	
ϵ_c	0,000816	
ϵ_t	0,010	
z	86,61	mm
M_{max}	2,257	kNm
F_{max}	45,148	kN
σ_{max}	13,544	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA



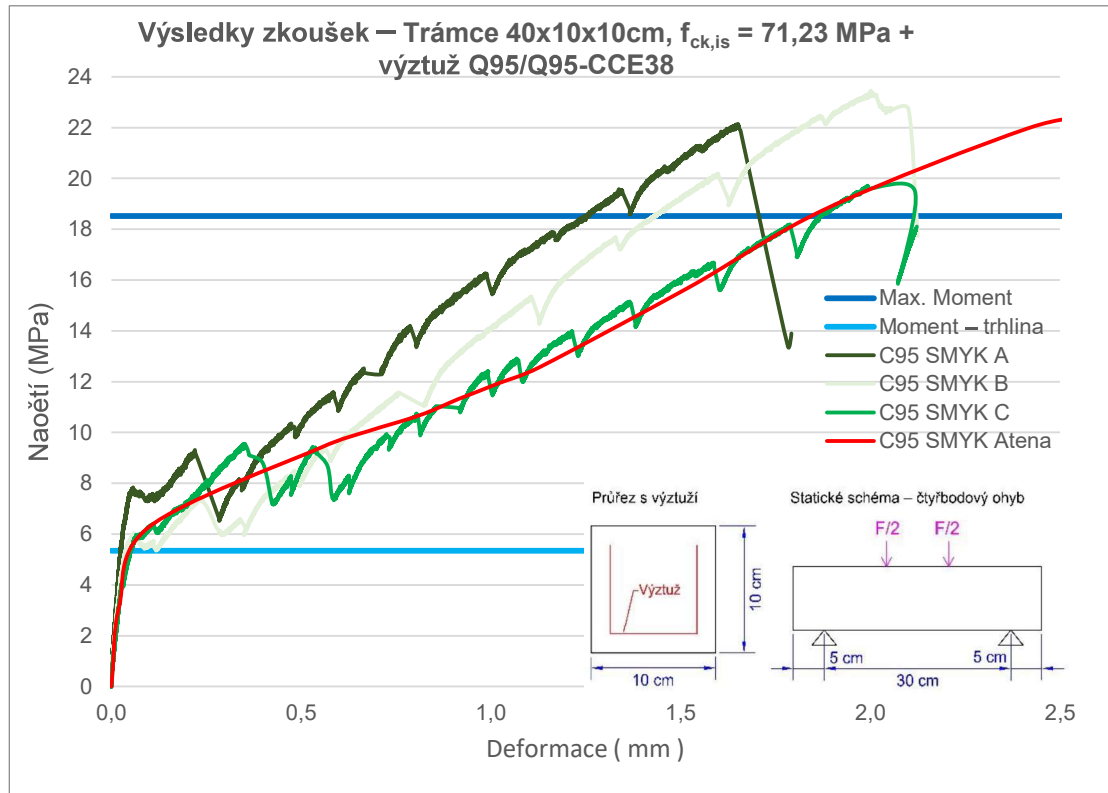


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0076$$

$f_{ctm(0)} =$	5,286	MPa
$f_{ctm,fl} =$	5,326	MPa
$M_{max} =$	0,888	kN
F_{max}	17,753	kN



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	71,23	MPa
$f_{ct} =$	5,286	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q95/95-CCE-38

$f_t =$	2400	MPa
$\epsilon_t =$	0,010	
$E_s =$	240	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,62	mm ²
Počet prutů:	4,16	
Plocha výz.:	15,043	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	71,230	75,000	3,750	22,500	2918,3	2,600
Trámek A	71,230	73,831	3,692	22,149	2872,8	1,655
Trámek B	71,230	78,168	3,908	23,450	3041,6	2,007
Trámek C	71,230	65,720	3,286	19,716	2557,2	2,180
Směrodatná odchylka		6,320	0,316	1,896	245,9	
Charakteristická hodnota		60,630	3,032	18,189	2359,2	1,947



Výpočet max. ohybového momentu pomocí metody mezních přetvoření

Betonová směs:

f_{ctm} =	71,230	MPa
f_t =	5,286	MPa
E_c =	34,5	GPa
μ =	0,2	-
G_f =	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q95/95-CCE-38		
f_t =	2400	MPa
ϵ_t =	0,01	
E_c =	240	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,62	mm ²
Počet prutů:	4,16	
Plocha výz.:	15,043	mm ²

Předpoklad:

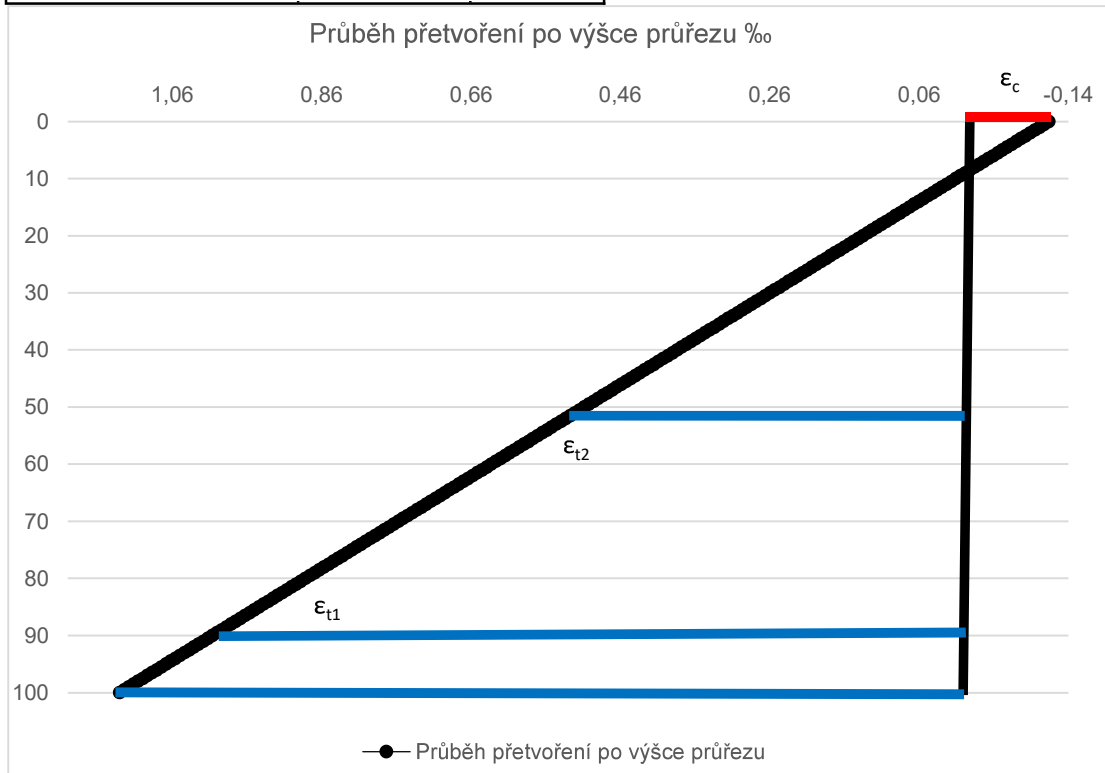
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

F_{ck} =	36,142	kN
F_t =	36,142	kN
Tlačená výška x	9,16	mm
x/d	0,102	
ϵ_c	0,00114	
ϵ_t	0,010	
z	85,420	mm
M_{max}	3,087	kNm
F_{max}	61,745	kN
σ_{max}	18,524	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA



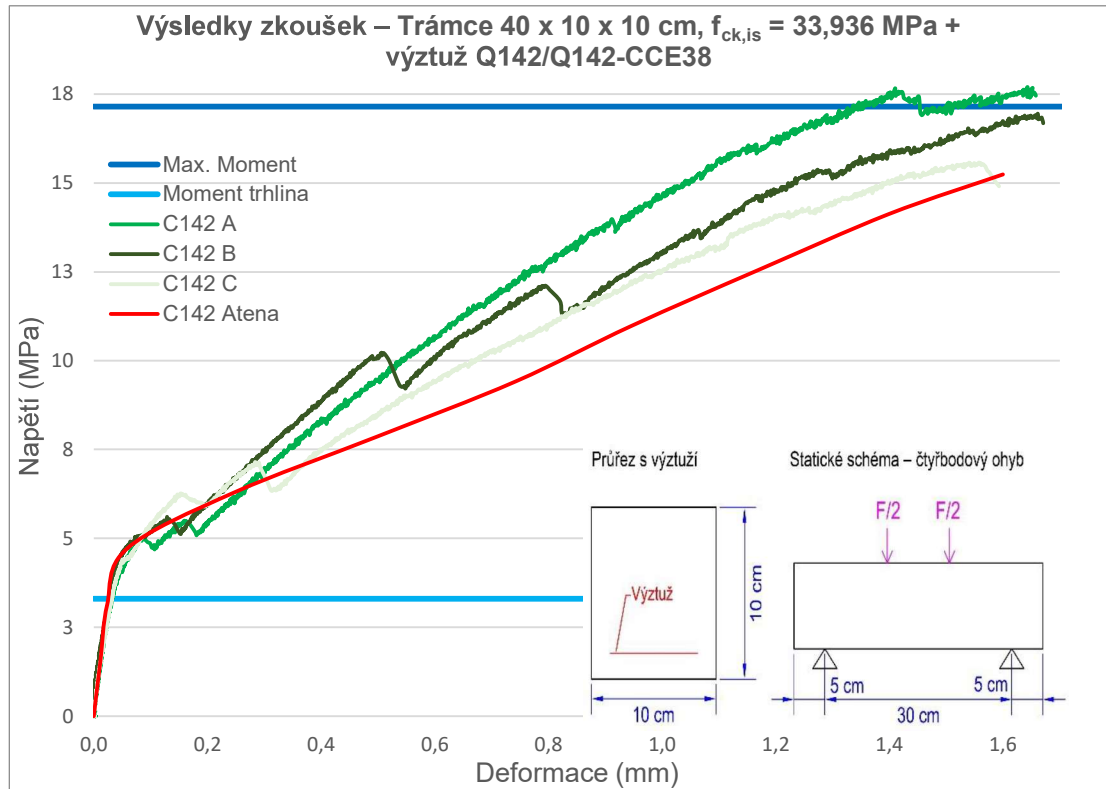


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0105$$

$f_{ctm(0)} =$	5,286	MPa
$f_{ctm,fl} =$	5,341	MPa
$M_{max} =$	0,890	kN
F_{max}	17,804	kN



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	33,936	MPa
$f_{ct} =$	3,266	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q142/142-CCE-38

$f_t =$	2100	MPa
$\epsilon_t =$	0,009	
$E_s =$	240	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	5,42	mm ²
Počet prutů:	3	
Plocha výz.:	16,26	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	33,936	50,800	2,540	15,240	1866,1	1,600
Trámek A	33,936	58,975	2,949	17,693	2166,4	1,658
Trámek B	33,936	51,904	2,595	15,571	1906,6	1,593
Trámek C	33,936	56,494	2,825	16,948	2075,2	1,671
Směrodatná odchylka		3,587	0,179	1,076	131,8	
Charakteristická hodnota		49,011	2,451	14,703	1800,4	1,641



Výpočet max. ohybového momentu pomocí metody mezních přetvoření

Betonová směs:

f_{ctm} =	33,936	MPa
f_t =	3,266	MPa
E_c =	34,5	GPa
μ =	0,2	-
G_f =	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q142/142-CCE-38		
f_t =	2100	MPa
ϵ_t =	0,009	
E_c =	240	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	5,42	mm ²
Počet prutů:	3	
Plocha výz.:	16,26	mm ²

Předpoklad:

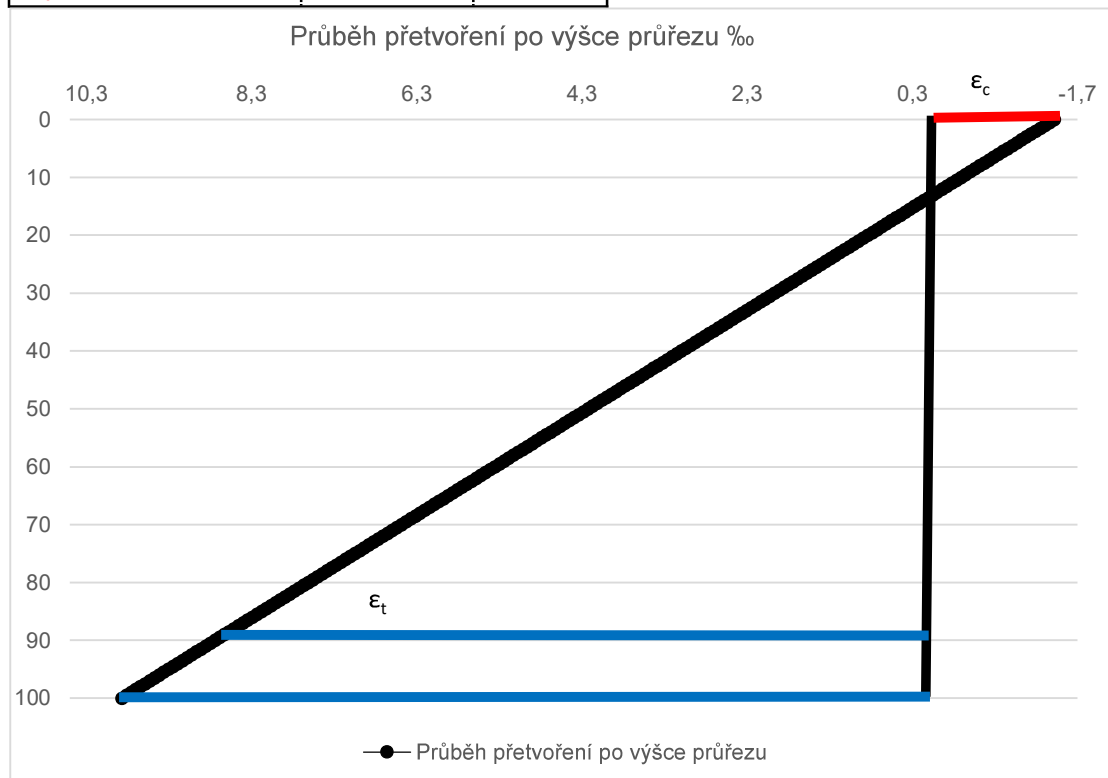
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

F_{ck} =	34,146	kN
F_t =	34,146	kN
Tlačená výška x	12,58	mm
x/d	0,1398	
ϵ_c	0,00142	
ϵ_t	0,00875	
z	83,711	mm
M_{max}	2,858	kNm
F_{max}	57,168	kN
σ_{max}	17,150	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA



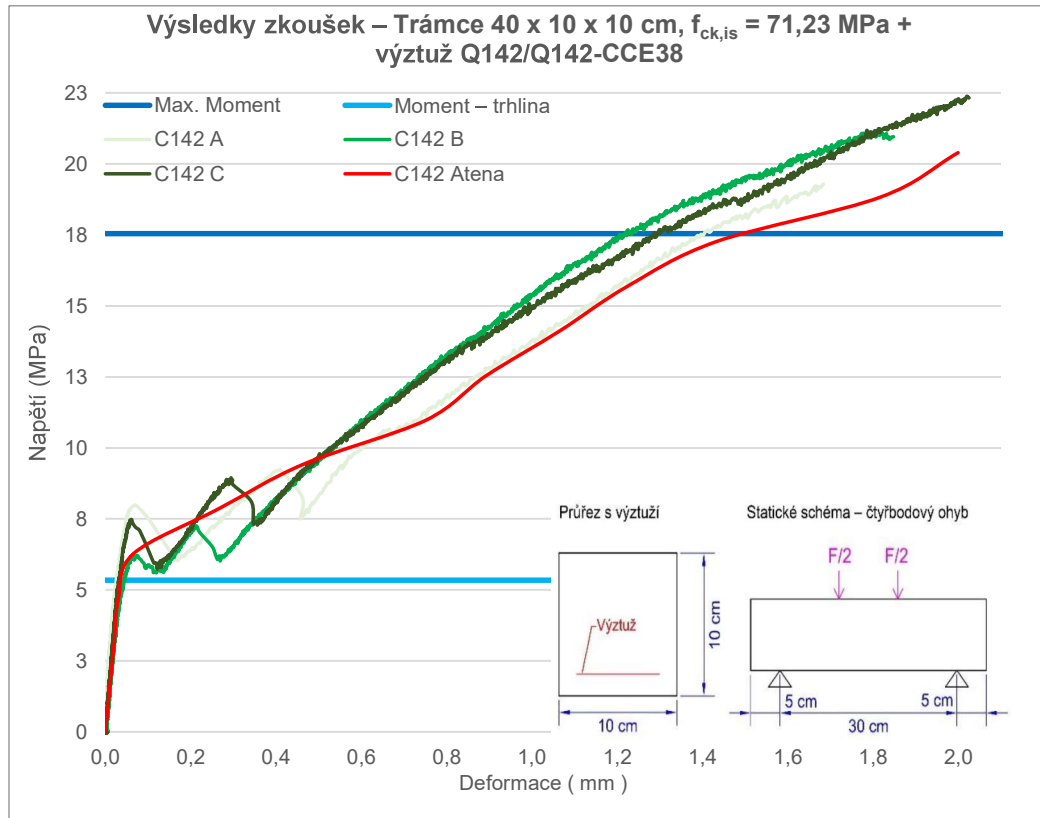


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0113$$

$f_{ctm(0)} =$	3,266	MPa
$f_{ctm,fl} =$	3,303	MPa
$M_{max} =$	0,550	kN
F_{max}	11,010	kN



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	71,23	MPa
$f_{ct} =$	5,286	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q142/142-CCE-38

$f_t =$	2100	MPa
$\epsilon_t =$	0,0088	
$E_c =$	240	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	5,42	mm ²
Počet prutů:	3	
Plocha výz.:	16,26	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	71,230	60,670	3,034	18,201	2177,68	2,000
Trámek A	71,230	64,316	3,216	19,295	2308,55	2,769
Trámek B	71,230	74,619	3,731	22,386	2678,37	2,612
Trámek C	71,230	70,517	3,526	21,155	2531,13	2,691
Směrodatná odchylka		5,187	0,259	1,556	186,18	
Charakteristická hodnota		60,014	3,001	18,004	2154,14	2,691



Výpočet max. ohybového momentu pomocí poměrného přetvoření výztuže

Betonová směs:

$f_{ctm} =$	71,230	MPa
$f_t =$	5,286	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q142/142-CCE-38		
$f_t =$	2100	MPa
$\epsilon_t =$	0,0088	
$E_c =$	240	GPa
Typ grafu:	lienární	
Plocha prutu:	5,42	mm ²
Počet prutů:	3	
Plocha výz.:	16,26	mm ²

Předpoklad:

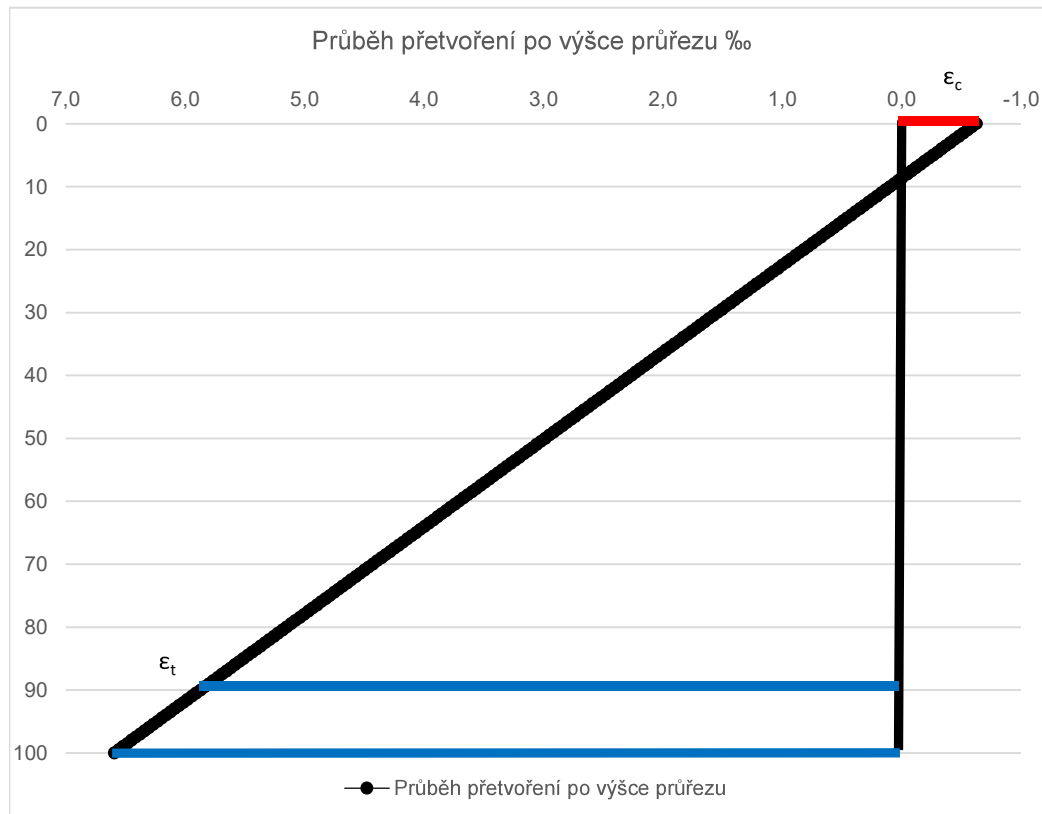
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

$F_{ck} =$	34,146	kN
$F_t =$	34,146	kN
Tlačená výška x	8,66	mm
x/d	0,096	
ϵ_c	0,001	
ϵ_t	0,0088	
z	85,670	mm
M_{max}	2,925	kNm
F_{max}	58,506	kN
σ_{max}	17,552	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA



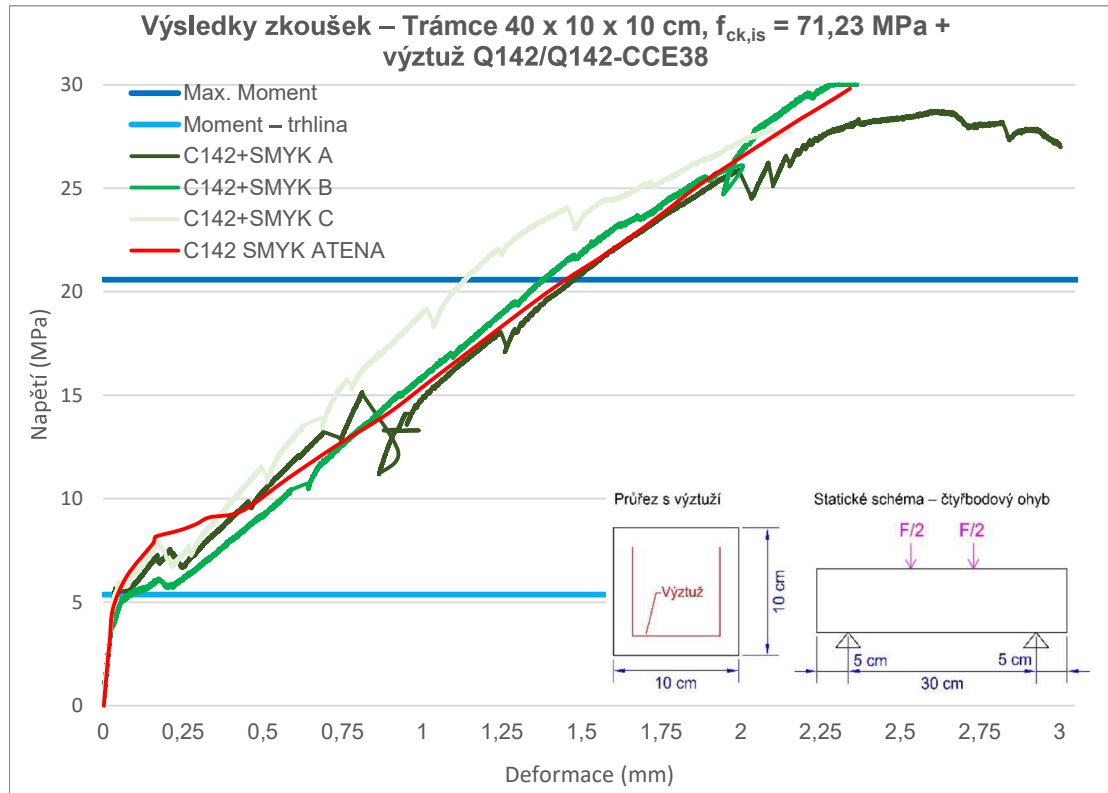


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0113$$

$f_{ctm}(0) =$	5,286	MPa
$f_{ctm,fl} =$	5,346	MPa
$M_{max} =$	0,891	kN
F_{max}	17,819	kN



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	71,23	MPa
$f_{ct} =$	5,286	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q142/142-CCE-38

$f_t =$	2100	MPa
$\epsilon_t =$	0,0088	
$E_s =$	240	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	5,42	mm ²
Počet prutů:	4,16	
Plocha výz.:	22,523	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	71,230	99,380	4,969	29,814	2599,3	2,343
Trámek A	71,230	92,975	4,649	27,893	2431,8	2,260
Trámek B	71,230	99,957	4,998	29,987	2614,4	2,366
Trámek C	71,230	95,822	4,791	28,747	2506,2	3,005
Směrodatná odchylka		3,510	0,176	1,053	91,8	
Charakteristická hodnota		89,616	4,481	26,885	2343,9	2,544



Výpočet max. ohybového momentu pomocí poměrného přetvoření výztuže

Betonová směs:

f_{ctm}	71,230	MPa
f_t	5,286	MPa
E_c	34,5	GPa
μ	0,2	-
G_f	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q142/142-CCE-38		
f_t	2100	MPa
ϵ_t	0,0088	
E_s	240	GPa
Typ grafu:	lienární	
Plocha prutu:	5,42	mm ²
Počet prutů:	4,16	
Plocha výz.:	22,523	mm ²

Předpoklad:

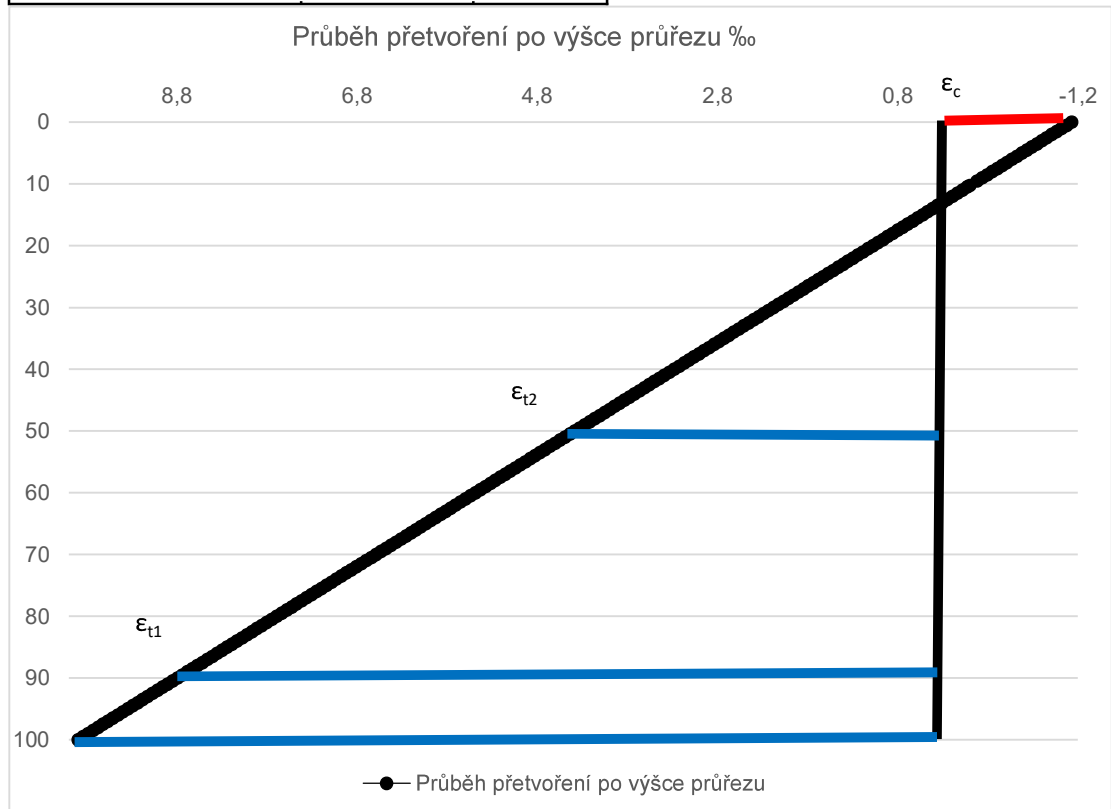
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

F_{ck}	40,409	kN
F_t	40,409	kN
Tlačená výška x	10,248	mm
x/d	0,079	
ϵ_c	0,001	
ϵ_t	0,0088	
Z	84,876	mm
M_{max}	3,430	kNm
F_{max}	68,595	kN
σ_{max}	20,579	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA



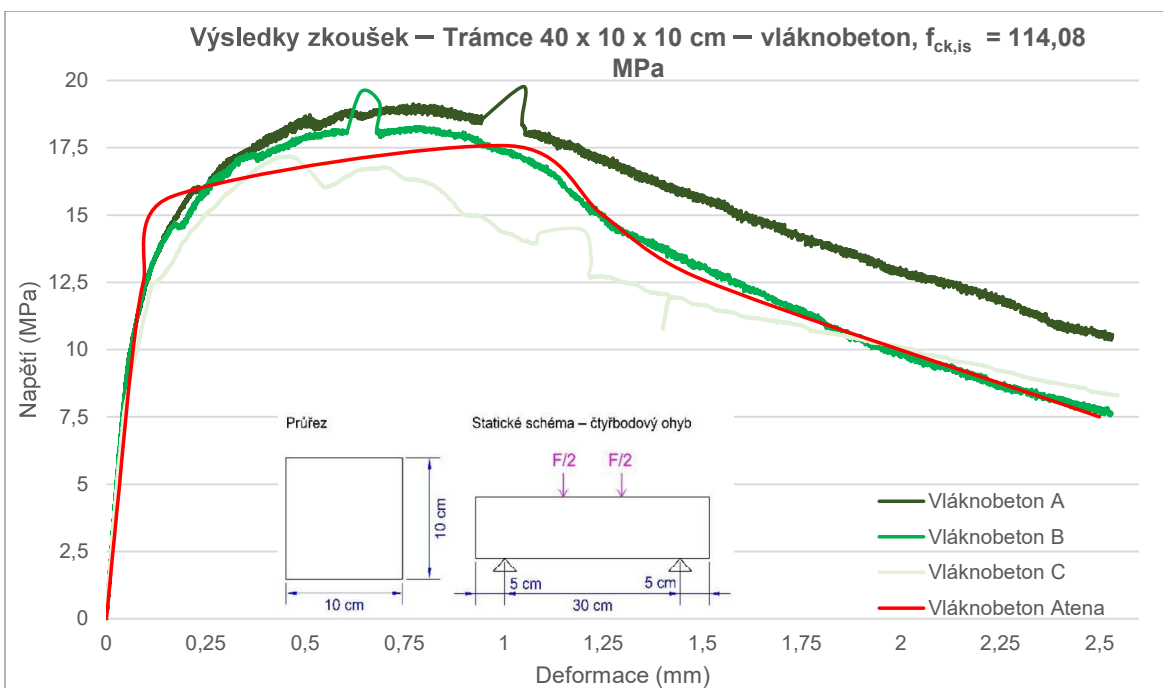


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0157$$

$f_{ctm(0)} =$	5,286	MPa
$f_{ctm,fl} =$	5,369	MPa
$M_{max} =$	0,895	kN
F_{max}	17,896	kN



Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

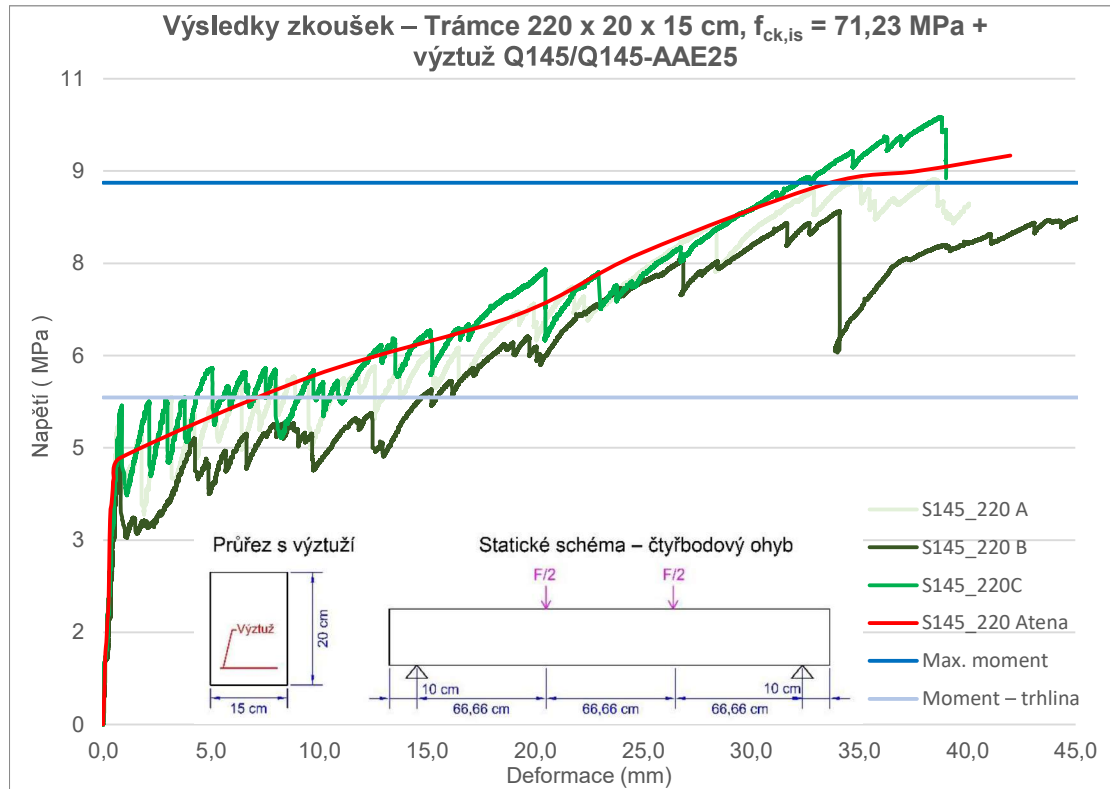
Betonová směs:

F_{ck} =	114,08	MPa
F_t =	16,265	MPa
E_c =	38,28	GPa
μ =	0,2	-
Gf =	2,43E-03	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výsledky:	f_{ctm} (MPa)	max. Síla (kN)	max. M (kN)	max. napětí (Mpa)	max. průhyb (mm)
Trámek Atena	114,080	58,800	2,940	17,640	2,500
Trámek A	114,080	65,915	3,296	19,775	2,533
Trámek B	114,080	65,308	3,265	19,592	2,531
Trámek C	114,080	57,294	2,865	17,188	2,547
Směrodatná odchylka		4,810	0,241	1,443	
Charakteristická hodnota		53,745	2,687	16,124	2,537



Příloha disertační práce: Ohybové zkoušky – rozměrový efekt



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	71,23	MPa
$f_{ct} =$	5,286	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q145/145-AAE-25

$f_t =$	1100	MPa
$\epsilon_t =$	0,0153	
$E_s =$	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	12,00	
Plocha výz.:	44,28	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	2,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,50E-01	m
Plocha průřezu A:	3,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,00E-03	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	1,00E-04	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	71,230	29,910	9,970	9,970	1244,8	42,000
Nosník A	71,230	26,636	8,879	8,879	1108,6	45,410
Nosník B	71,230	29,620	9,873	9,873	1232,8	39,066
Nosník C	71,230	25,409	8,470	8,470	1057,5	51,702
Směrodatná odchylka		2,165	0,722	0,722	90,1	
Charakteristická hodnota		23,120	7,707	7,707	962,2	45,393



Výpočet max. ohybového momentu pomocí metody mezních přetvoření

Betonová směs:

f_{ctm}	71,230	MPa
f_t	5,286	MPa
E_c	34,5	GPa
μ	0,2	-
G_f	4,00E-05	MN/m
Typ tah. změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q142/142-CCE-38		
f_t	1100	MPa
ϵ_t	0,0153	
E_c	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	12,00	
Plocha výz.:	44,28	mm ²

Předpoklad:

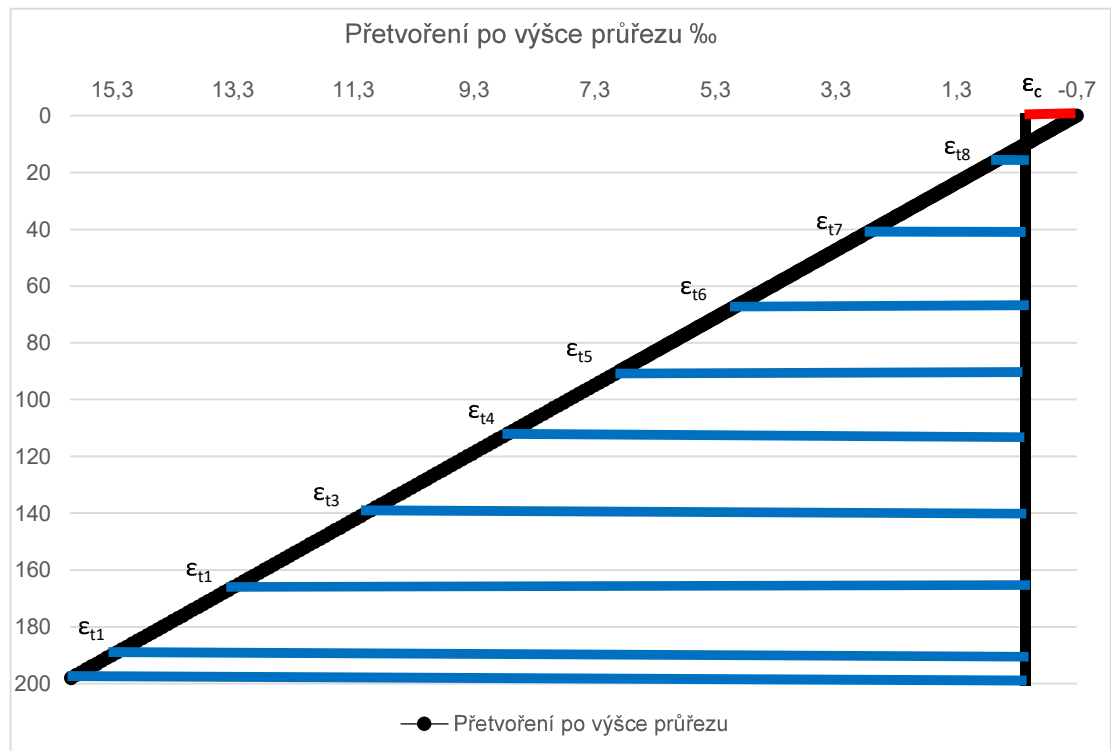
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

F_{ck}	48,708	kN
F_t	48,708	kN
Tlačená výška x	8,250	mm
x/d	0,045	
$\epsilon_{c,max}$	0,000695	
$\epsilon_{t,max}$	0,0153	
z	180,875	mm
M_{max}	8,810	kNm
F_{max}	26,430	kN
σ_{max}	8,810	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA



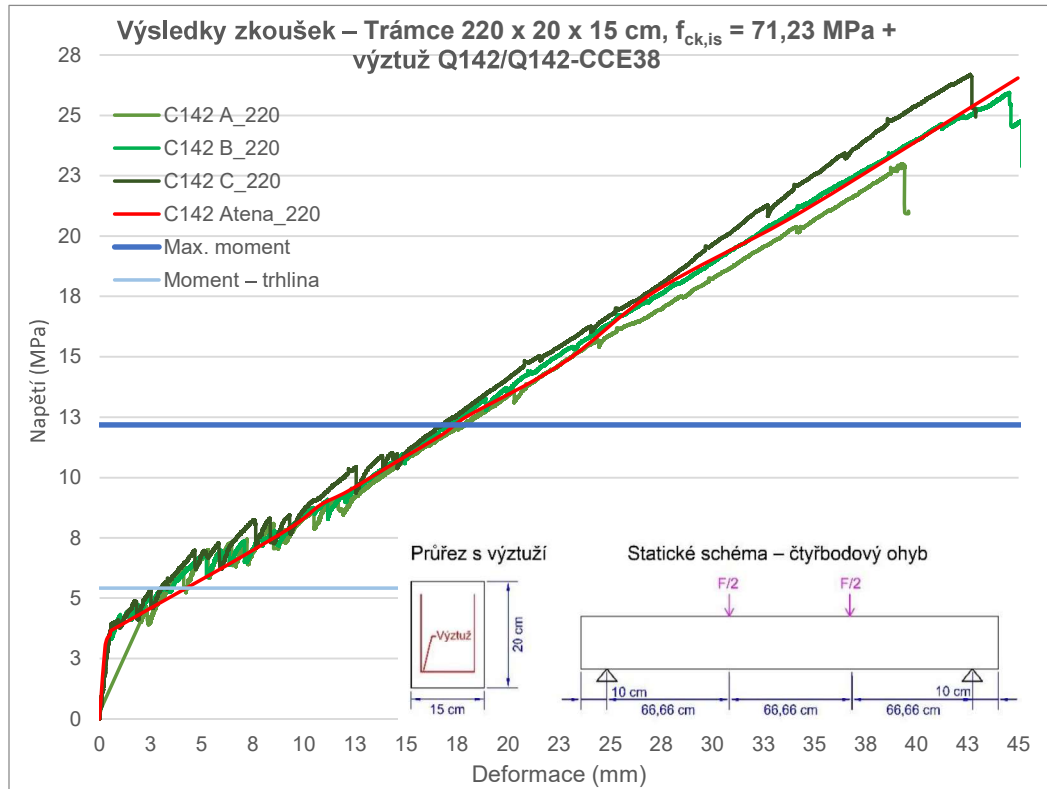


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0062$$

$f_{ctm(0)} =$	5,286	MPa
$f_{ctm,fl} =$	5,319	MPa
$M_{max} =$	5,319	kN
F_{max}	15,956	kN



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	71,23	MPa
$f_{ct} =$	5,286	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q142/142-CCE-38

$f_t =$	2100	MPa
$\epsilon_t =$	0,0088	
$E_c =$	240	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	5,42	mm ²
Počet prutů:	10,42	
Plocha výz.:	56,482	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h :	2,00E-01	m
Šířka průřezu b :	1,50E-01	m
Plocha průřezu A :	3,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,00E-03	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	1,00E-04	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	71,230	79,640	26,547	26,547	3098,8	44,970
Nosník A	71,230	68,988	22,996	22,996	2684,4	39,607
Nosník B	71,230	77,838	25,946	25,946	3028,7	45,297
Nosník C	71,230	80,054	26,685	26,685	3115,0	42,634
Směrodatná odchylka		5,856	1,952	1,952	227,9	
Charakteristická hodnota		64,561	21,520	21,520	2512,1	42,513



Výpočet max. ohybového momentu pomocí metody mezních přetvoření

Betonová směs:

f_{ctm}	71,230	MPa
f_t	5,286	MPa
E_c	34,5	GPa
μ	0,2	-
G_f	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

Výztuž:	GRID Q142/142-CCE-38	
f_t	2100	MPa
ϵ_t	0,0088	
E_c	240	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	5,42	mm ²
Počet prutů:	10,42	
Plocha výz.:	56,482	mm ²

Předpoklad:

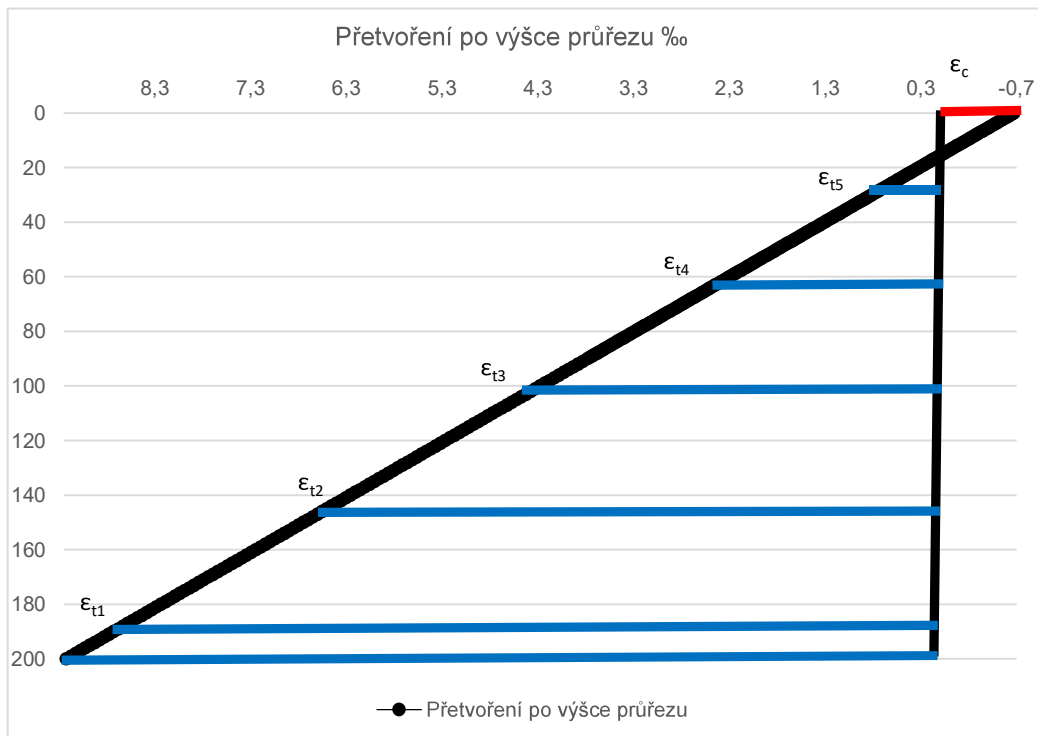
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

F_{ck}	80,330	kN
F_t	80,330	kN
Tlačená výška x	13,582	mm
x/d	0,086	
ϵ_c	0,000672	
ϵ_t	0,00875	
z	151,671	mm
M_{max}	12,184	kNm
F_{max}	36,551	kN
σ_{max}	12,184	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA





Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

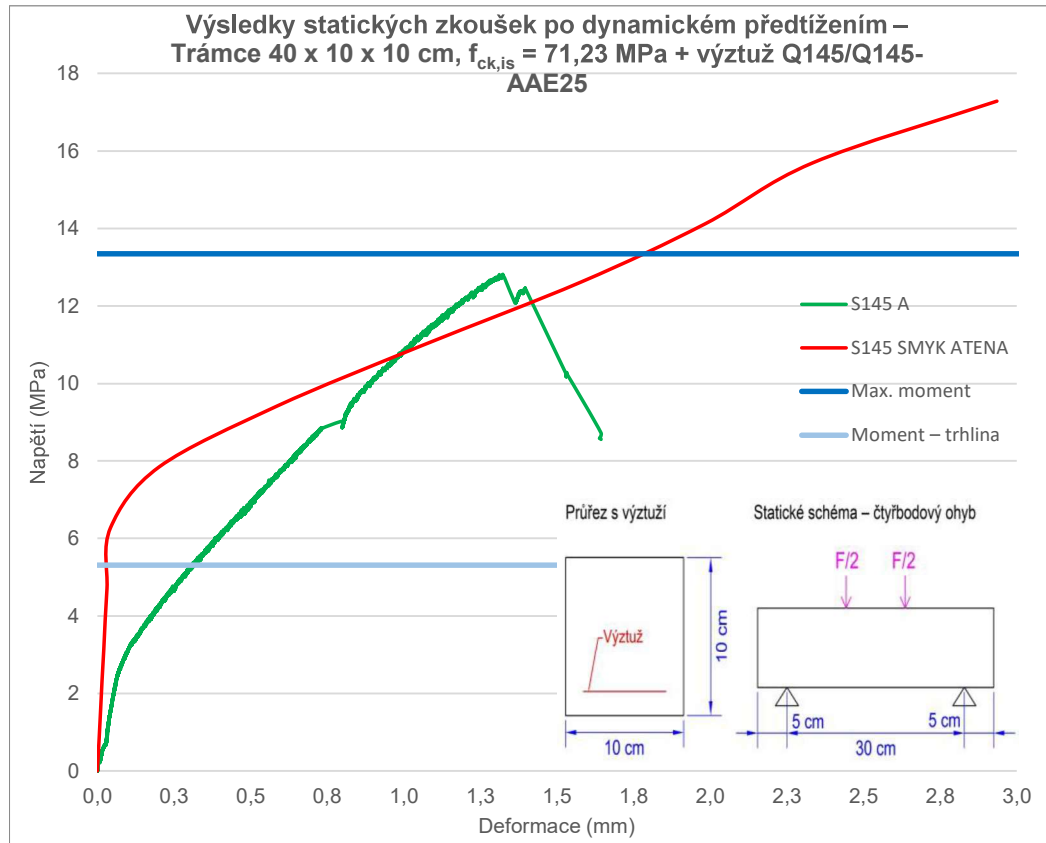
$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0262$$

$f_{ctm}(0) =$	5,286	MPa
$f_{ctm,fl} =$	5,424	MPa
$M_{max} =$	5,424	kN
F_{max}	16,273	kN



Příloha disertační práce: Dynamické zkoušky



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	71,23	MPa
$f_{ct} =$	5,281	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q145/145-AAE-25

$f_t =$	1100	MPa
$\epsilon_t =$	0,0153	
$E_c =$	72	GPa
Typ grafu:	lienární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	6,3333	
Plocha výz.:	23,37	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	71,230	57,620	2,881	17,286	1421,07	2,343
Trámek A	71,230	42,376	2,119	12,713	1045,11	2,450
Trámek B	71,230	Porušení během dyn. Zkoušky				
Trámek C	71,230					
Směrodatná odchylka						
Charakteristická hodnota						



Výpočet max. ohybového momentu pomocí metody mezních přetvoření

Betonová směs:

f_{ctm} =	71,23	MPa
f_t =	5,281	MPa
E_c =	34,5	GPa
μ =	0,2	-
G_f =	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q145/145-AAE-25		
f_t =	1100	MPa
ϵ_t =	0,0153	
E_c =	72	GPa
Typ grafu:	lienární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	6,333	
Plocha výz.:	23,37	mm ²

Předpoklad:

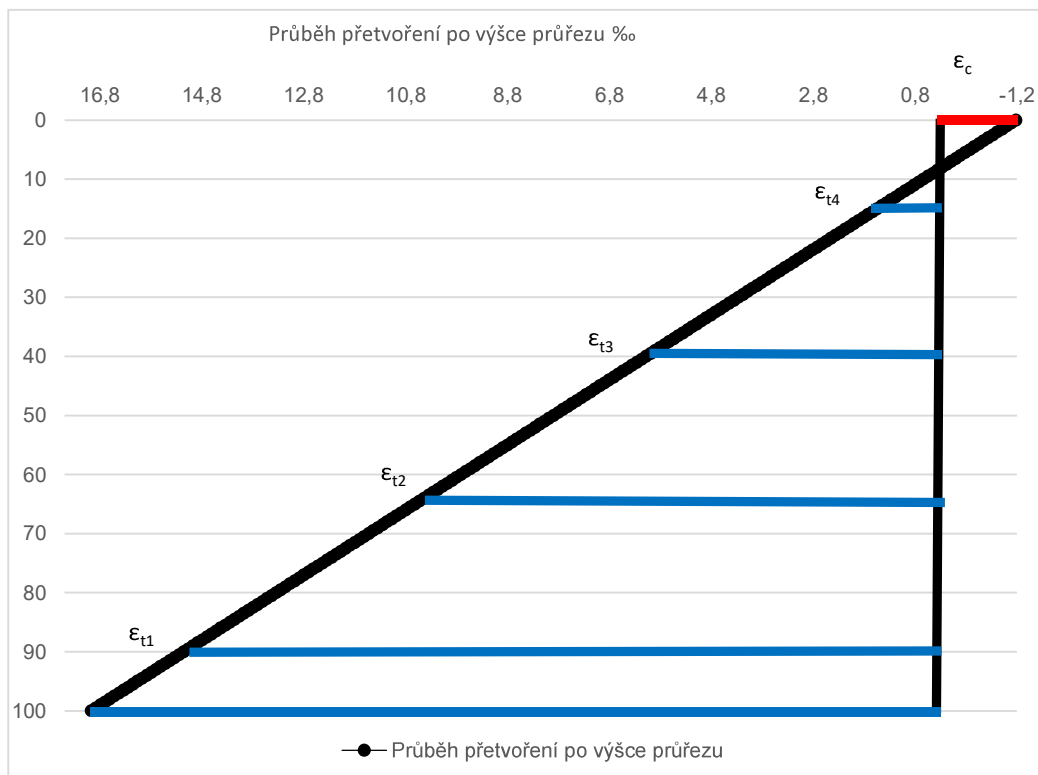
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

F_{ck} =	25,637	kN
F_t =	25,637	kN
Tlačená výška x	6,500	mm
x/d	0,072	
$\epsilon_{c,max}$	0,00118	
$\epsilon_{t,max}$	0,0152	
z	86,750	mm
M_{max}	2,224	kNm
F_{max}	44,481	kN
σ_{max}	13,344	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA



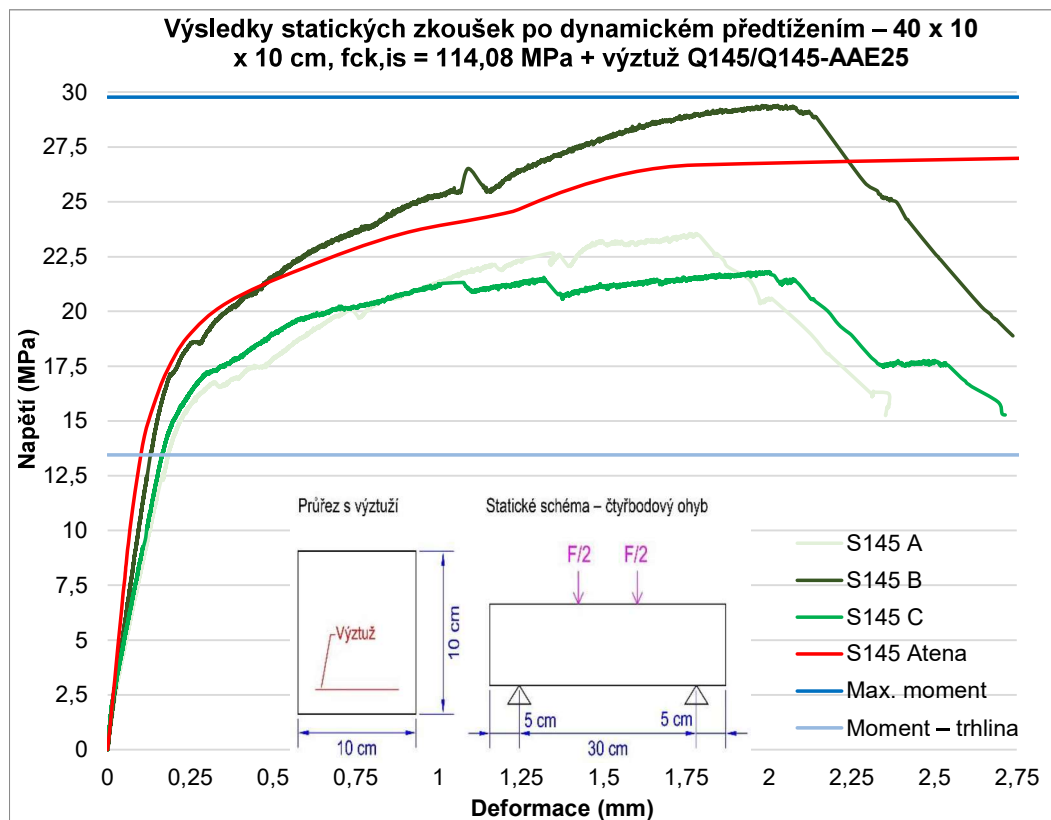


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0049$$

$f_{ctm}(0) =$	5,281	MPa
$f_{ctm,fl} =$	5,307	MPa
$M_{max} =$	0,884	kN
F_{max}	17,689	kN



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	114,08	MPa
$f_{ct} =$	16,265	MPa
$E_c =$	38,28	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

	GRID Q145/145-AAE-25	
$f_t =$	1100	MPa
$\epsilon_t =$	0,0153	
$E_c =$	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	6,3333	
Plocha výz.:	23,37	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	114,080	99,380	4,969	29,814	1105,4	2,343
Trámek A	114,080	78,822	3,941	23,647	602,2	2,364
Trámek B	114,080	98,022	4,901	29,407	1072,1	2,738
Trámek C	114,080	72,736	3,637	21,821	453,3	2,715
Směrodatná odchylka		13,200	0,660	3,960	318,7	
Charakteristická hodnota		58,244	2,912	17,473	98,6	2,606



Výpočet max. ohybového momentu pomocí metody mezních přetvoření

Betonová směs:

f_{ctm}	114,08	MPa
f_t	16,265	MPa
E_c	38,28	GPa
μ	0,2	-
G_f	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q145/145-AAE-25		
f_t	1100	MPa
ϵ_t	0,0153	
E_c	72	GPa
Typ grafu:	lineární	
Plocha prutu:	3,69	mm ²
Počet prutů:	6,3333	
Plocha výz.:	23,37	mm ²

Předpoklad:

$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

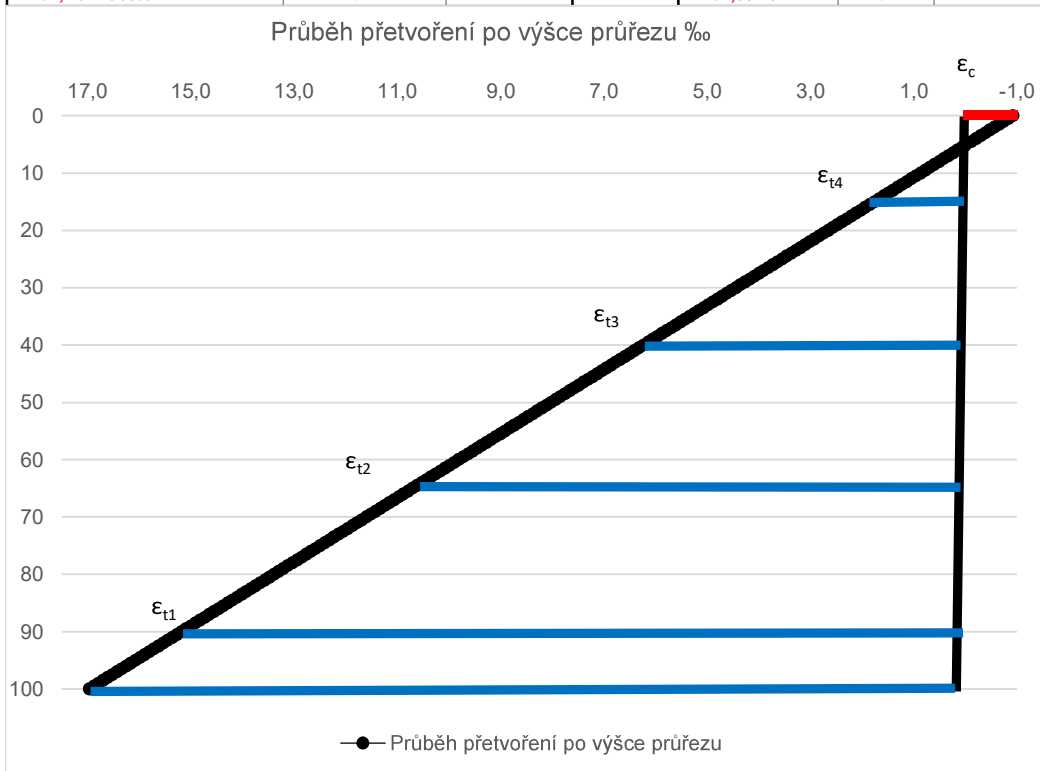
F_{ck}	25,637	kN
F_t	25,637	kN
Tlačená výška x	5,170	mm
x/d	0,057	
ϵ_c	0,000925	
ϵ_t	0,0152	
z	87,415	mm
M_{max}	2,241	kNm
F_{max}	44,822	kN
$\sigma_{max, výztuž}$	13,447	MPa
$\sigma_{max, vláknobeton}$	16,124	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA

Superpozice momentů

$\sigma_{max, celkem}$	29,571	MPa
------------------------	--------	-----



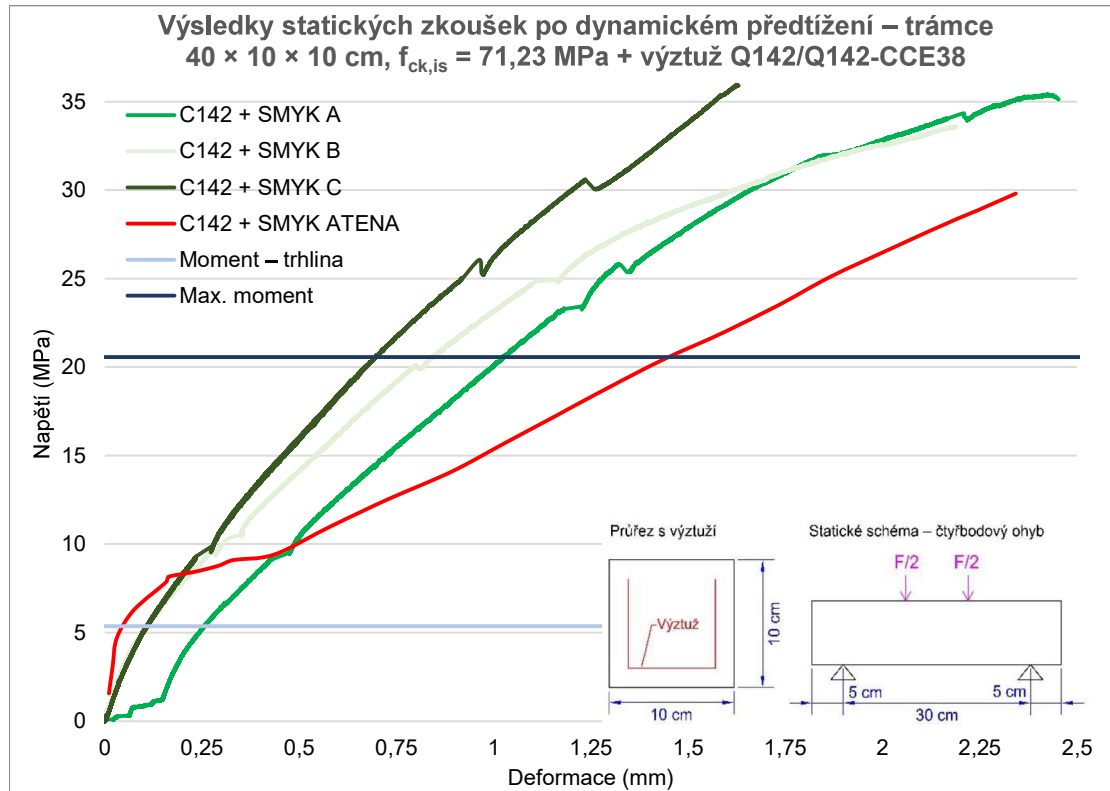


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0044$$

$f_{ctm}(0) =$	16,265	MPa
$f_{ctm,fl} =$	16,336	MPa
$M_{max} =$	2,723	kN
F_{max}	54,455	kN



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	71,23	MPa
$f_{ct} =$	5,286	MPa
$E_c =$	34,5	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q142/142-CCE-38

$f_t =$	2100	MPa
$\epsilon_t =$	0,0088	
$E_s =$	240	GPa
Typ grafu:	lienární	
Plocha prutu:	5,42	mm ²
Počet prutů:	4,16	
Plocha výz.:	22,523	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	71,230	99,380	4,969	29,814	2599,3	2,343
Trámek A	71,230	117,102	5,855	35,131	3062,8	2,450
Trámek B	71,230	111,846	5,592	33,554	2925,3	2,185
Trámek C	71,230	119,787	5,989	35,936	3133,0	1,626
Směrodatná odchylka		4,040	0,202	1,212	105,7	
Charakteristická hodnota		108,611	5,431	32,583	2840,7	2,087



Výpočet max. ohybového momentu pomocí poměrného přetvoření výztuže

Betonová směs:

f_{ctm}	71,230	MPa
f_t	5,286	MPa
E_c	34,5	GPa
μ	0,2	-
G_f	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:	GRID Q142/142-CCE-38	
f_t	2100	MPa
ϵ_t	0,0088	
E_c	240	GPa
Typ grafu:	lienární	
Plocha prutu:	5,42	mm ²
Počet prutů:	4,16	
Plocha výz.:	22,523	mm ²

Předpoklad:

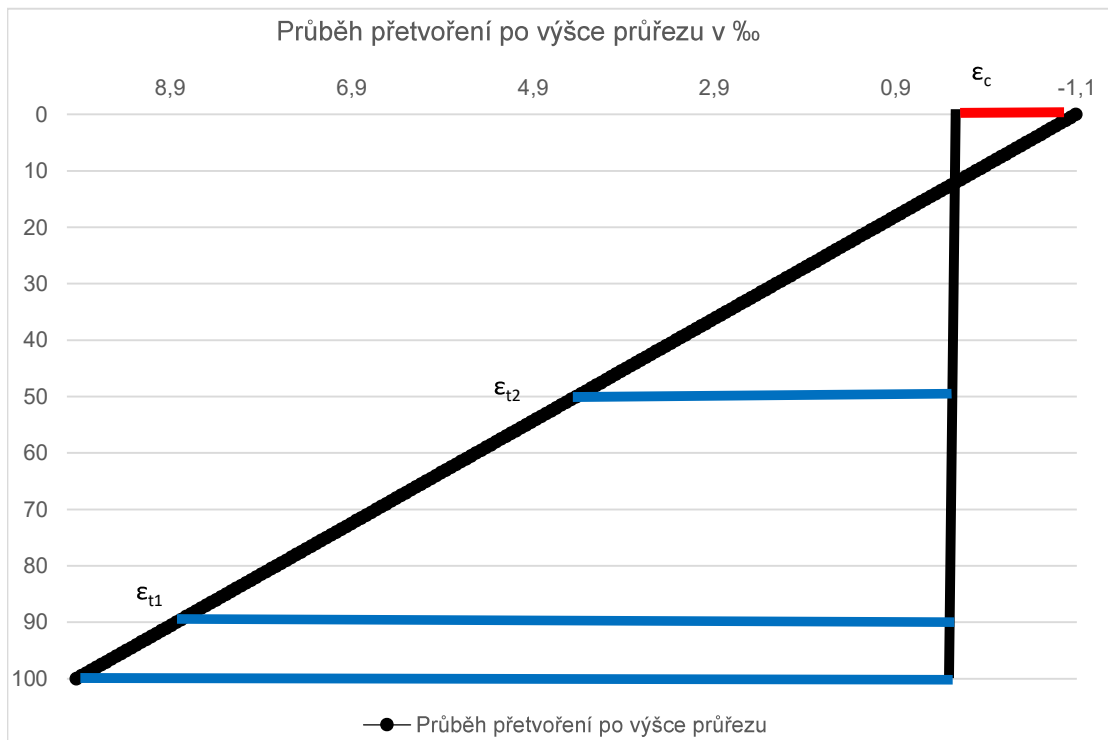
$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

F_{ck}	40,409	kN
F_t	40,409	kN
Tlačená výška x	10,248	mm
x/d	0,114	
$\epsilon_{c,max}$	0,00113	
$\epsilon_{t,max}$	0,0088	
z	84,876	mm
M_{max}	3,430	kNm
F_{max}	68,595	kN
σ_{max}	20,579	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA



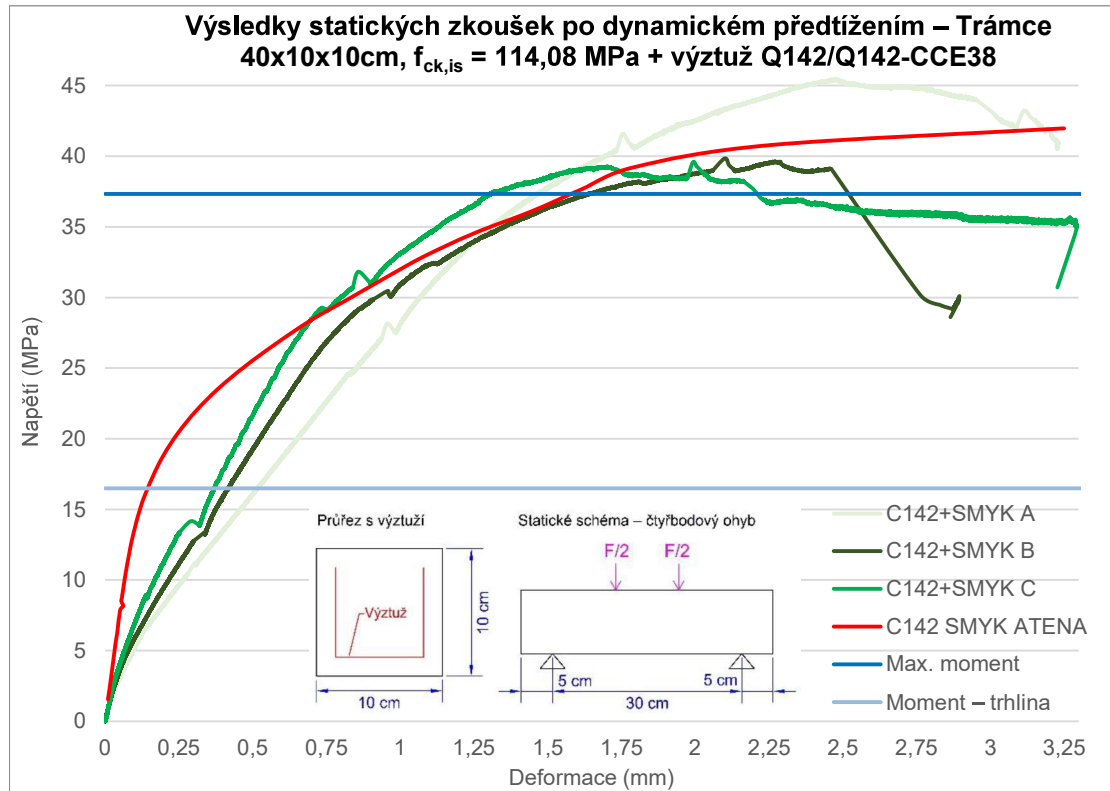


Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0157$$

$f_{ctm(0)} =$	5,286	MPa
$f_{ctm,fl} =$	5,369	MPa
$M_{max} =$	0,895	kN
F_{max}	17,896	kN



Betonová směs:

$f_{ctm} =$	114,08	MPa
$f_{ct} =$	16,265	MPa
$E_c =$	38,28	GPa
$\mu =$	0,2	-
$G_f =$	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q142/142-CCE-38

$f_t =$	2100	MPa
$\epsilon_t =$	0,0088	
$E_s =$	240	GPa
Typ grafu:	lienární	
Plocha prutu:	5,42	mm ²
Počet prutů:	4,16	
Plocha výz.:	22,523	mm ²

Průřezové charakteristiky

Výška průřezu h:	1,00E-01	m
Šířka průřezu b:	1,00E-01	m
Plocha průřezu A:	1,00E-02	m ²
Průřezový modul W_y :	1,67E-04	m ³
Moment setrvačnosti I_y :	8,33E-06	m ⁴

Výsledky:	f_{ck} (MPa)	Max. síla (kN)	Max. M (kN)	Max. napětí v tahu za ohybu (MPa)	Max. napětí ve výztuži (MPa)	Max. průhyb (mm)
Model Atena	114,080	139,900	6,995	41,970	2213,6	2,343
Trámec A	114,080	151,281	7,564	45,384	2507,6	3,232
Trámec B	114,080	132,850	6,643	39,855	2031,4	2,895
Trámec C	114,080	131,927	6,596	39,578	2007,6	3,295
Směrodatná odchylka		10,920	0,546	3,276	282,1	
Charakteristická hodnota		118,052	5,903	35,416	3049,8	3,141



Výpočet max. ohybového momentu pomocí metody mezních přetvoření

Betonová směs:

f_{ctm} =	114,080	MPa
f_t =	16,265	MPa
E_c =	38,28	GPa
μ =	0,2	-
G_f =	4,00E-05	MN/m
Typ tah. Změkčení	exponenciální	

Výztuž:

GRID Q142/142-CCE-38		
f_t =	2100	MPa
ϵ_t =	0,0088	
E_c =	240	GPa
Typ grafu:	lienární	
Plocha prutu:	5,42	mm ²
Počet prutů:	4,16	
Plocha výz.:	22,523	mm ²

Předpoklad:

$$F_t = F_{ck}$$

a $\sum M = 0$

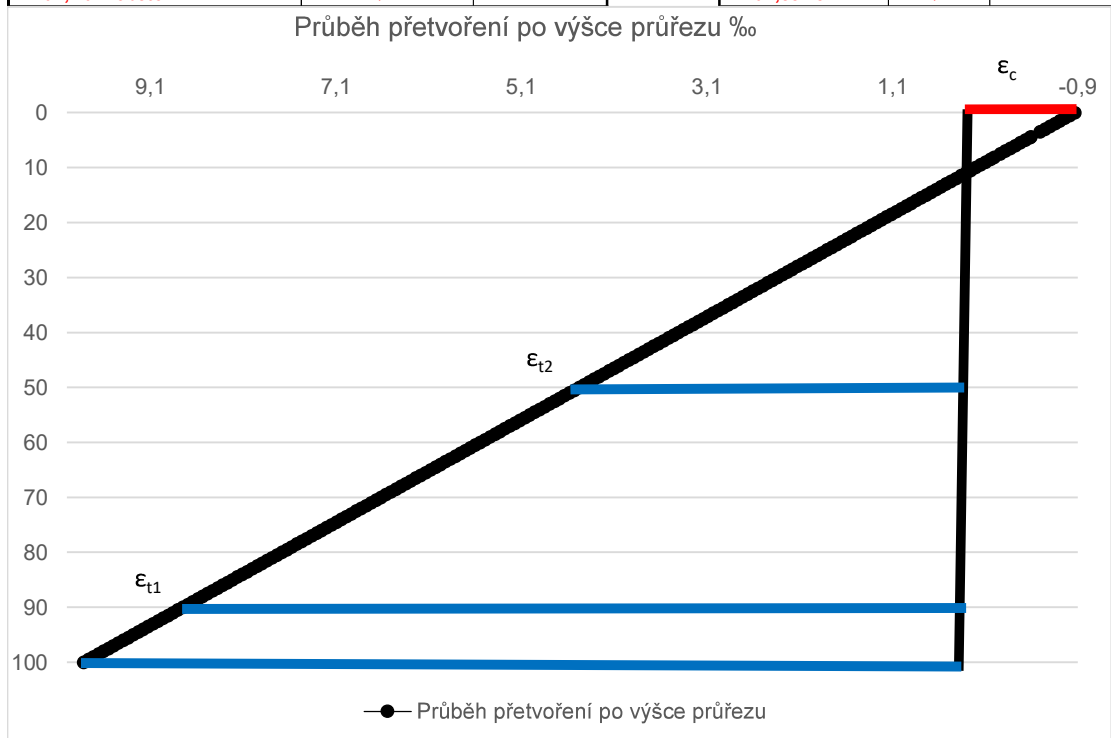
F_{ck} =	40,409	kN
F_t =	40,409	kN
Tlačená výška x	8,140	mm
x/d	0,090	
ϵ_c	0,00087	
ϵ_t	0,00875	
z	85,930	mm
M_{max}	3,472	kNm
F_{max}	69,447	kN
$\sigma_{max, výztuž}$	20,834	MPa
$\sigma_{max, vláknobeton}$	16,124	MPa

Podmínka $F_t = F_{ck}$ PRAVDA

Podmínka $\sum M = 0$ PRAVDA

Superpozice momentů

$\sigma_{max, celkem}$	36,958	MPa
------------------------	---------------	------------





Výpočet ohybového momentu při vzniku trhliny

$$f_{ctm}(\omega_l) = f_{ctm}(0) \cdot (1 + \omega_l)$$

$$\omega_l = \frac{E_t A_t}{E_c A_c} \quad 0,0141$$

$f_{ctm(0)} =$	16,265	MPa
$f_{ctm,fl} =$	16,495	MPa
$M_{max} =$	2,749	kN
F_{max}	54,982	kN