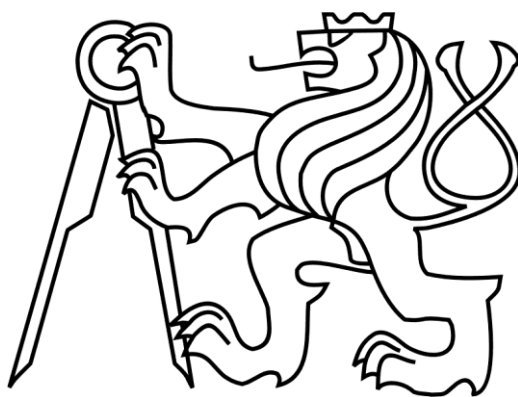


ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE
FAKULTA STAVEBNÍ



Disertační práce

Vliv struktury balisticky odolného kompozitu
na jeho odezvu vůči extrémnímu zatížení



ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

**Fakulta stavební
Experimentální centrum**

**Vliv struktury balisticky odolného kompozitu na jeho odezvu vůči
extrémnímu zatížení**

**Influence of ballistic resistant composite structure on its response
to extreme loadings**

DISERTAČNÍ PRÁCE

Ing. Michal Mára

Doktorský studijní program: Stavební inženýrství

Studijní obor: Fyzikální a materiálové inženýrství

Školitel: doc. Bc. Ing. Radoslav Sovják, Ph.D.
Ing. Jindřich Fornůsek, Ph.D.
Ing. Jan Zatloukal, Ph.D.

Praha, 2021



PROHLÁŠENÍ

Jméno doktoranda: Michal Mára

Název disertační práce: Vliv struktury balisticky odolného kompozitu na jeho odezvu vůči extrémnímu zatížení

Prohlašuji, že jsem uvedenou disertační práci vypracoval/a samostatně pod vedením školitele doc. Bc. Ing. Radoslav Sovják, Ph.D.

Použitou literaturu a další materiály uvádím v seznamu použité literatury.

V Praze dne 8. 2. 2021

.....
podpis

Poděkování

Rád bych poděkoval svému vedoucímu disertační práce doc. Bc. Ing. Radoslavu Sovjákovi, Ph.D. za cenné rady, inspiraci a odborné vedení. Rovněž velký dík patří Ing. Jindřichu Fornůskovi, Ph.D. a Ing. Janu Zatloukalovi, Ph.D. za věcné připomínky a konzultace. V neposlední řadě bych také chtěl poděkovat své manželce a rodině za neskonalou trpělivost a podporu při zpracování této práce.

Abstrakt

Vysokohodnotný beton vyztužený kovovými vlákny je technologicky vyspělý kompozit s vysokou schopností absorpce a disipace energie. Z důvodu zvýšení balistických vlastností byly vyrobeny a zkoumány betonové vzorky s rozdílným obsahem křemičitého, korundového a čedičového kameniva a dále také vzorky opatřené aramidovými tkaninami a stříkanými pěny s vysokou tahovou kapacitou. K testování všech těles byl použit nejběžnější typ střeliva, kterým je kalibr 7,62 × 39 mm s celokovovým pláštěm a jádrem z měkké oceli. Velikost poškození a mód porušení byl určen za pomoci 3D skeneru fungujícím na principu fotogrammetrie. Experimentálně bylo ověřeno, že nahrazení části mikropísků běžnými a ekonomicky přijatelnějšími frakcemi kameniva 0/2 mm má velice malý vliv na výsledné mechanické vlastnosti a rovněž i na balistickou odolnost. Dále bylo zjištěno, že přídavek korundového kameniva má nejenom pozitivní vliv na balistickou odolnost, ale zejména na zvýšení tlakové pevnosti a snížení hloubky penetrace (DOP). Rovněž použití čedičového kameniva má kladný efekt na balistickou odolnost kompozitu. V případě 30 % náhrady křemičitých písků čedičem došlo nejenom k poklesu hloubky penetrace, ale rovněž nedochází již k perforaci tělesa. Dále bylo experimentálně ověřeno, že UHPSFRC s textilními aramidovými tkaninami má výrazně lepší balistickou odolnost ve srovnání s referenční směsí UHPSFRC bez tkaniny. Rovněž bylo ověřeno, že vzorky s bodovými nebo segmentovými propojovacími vlákny mezi textiliemi na přední straně a textiliemi na zadní straně mají vyšší odolnost kvůli lepší celistvosti celého kompozitu. V neposlední řadě bylo zjištěno, že přínos stříkaných pěn nanesených na povrch vzorku je z pohledu balistické odolnosti zcela minimální. Jedinou výhodou této technologie je významná lokalizace poškození a omezení vzniku sekundárních fragmentů.

Klíčová slova: Penetrační odolnost, Dopad projektilu, Vysoká rychlost zatěžování, Balistická odolnost, Cementový kompozit, UHPSFRC, Korund, Čedič, Aramid, Stříkaná pěna

Abstract

Ultra high performance reinforced concrete with metal fibers is a technologically advanced composite with a high ability to absorb and dissipate energy. In order to increase the ballistic properties, concrete samples with different contents of silica, corundum and basalt aggregates were produced and examined, as well as samples provided with aramid fabrics and sprayed foams with high tensile capacity. The most common type of ammunition, a caliber 7.62 × 39 mm with an all-metal shell and mild steel core was used to test all specimens. The size of the damage and the mode of failure was determined by using a 3D scanner operating on the principle of photogrammetry. It was experimentally verified that the replacement of part of the micro-sands with common and more economically acceptable fractions of 0/2 mm aggregate has small effect on the mechanical properties as well as on the ballistic resistance. Furthermore, it was found out that the addition of corundum aggregate has not only a positive effect on ballistic resistance, but especially on increasing compressive strength and reducing penetration depth (DOP). The use of basalt aggregate also has a positive effect on the ballistic resistance of the composite. In the case of 30% replacement of silica sands by basalt, there was not only a decrease in the depth of penetration, but also no perforation of the specimens. Furthermore, it was experimentally determined that UHPSFRC with textile aramid fabrics has significantly better ballistic resistance compared to the reference mixture UHPSFRC without fabric. Also, it was verified that specimens with the point or segment interconnection threads between the front side textile fabrics and rear side textile fabrics have higher resistance due to the better integrity of the monolithic UHPSFRC mixture. Last but not least, it was experimentally verified that ballistic resistance of specimens with sprayed foams on the surface is completely minimal. The only advantage of this technology is the significant localization of damage and a huge reduction of secondary fragments.

Key words: Penetration resistance, Projectile impact, High loading speed, Ballistic resistance, Cement composite, UHPSFRC, Corundum, Basalt, Aramid, Ballistic foam

Obsah

1	Úvod	1
1.1	Motivace	1
1.2	Cíle práce	2
1.3	Rozsah práce.....	2
2	Principy porušení konstrukcí namáhaných dopadem projektilu	4
3	Struktura kompozitní konstrukce	17
3.1	Vlastnosti jednotlivých vrstev kompozitu.....	17
3.2	Ultra-vysokopevnostní mikrobeton s rozptýlenou výztuží	18
3.2.1	Reologické vlastnosti mikrobetonů	26
3.2.2	Měření reologických vlastností cementového kompozitu	30
3.3	Zvyšování tvrdosti jádra kompozitu.....	32
3.3.1	Korund.....	32
3.3.2	Čedič.....	34
3.4	Zvyšování tahové pevnosti	37
3.4.1	Tkaninové výztuže.....	37
4	Experimentální kampaň.....	41
4.1	Návrh složení směsí UHPSFRC	41
4.2	Výroba vzorků.....	48
4.2.1	Vzorky UHPSFRC	48
4.2.2	Vzorky UHPSFRC s korundovým kamenivem	49
4.2.3	Vzorky UHPSFRC s čedičovým kamenivem	52
4.2.4	Vzorky UHPSFRC s výztužnými tkaninami	56
4.2.5	Vzorky UHPSFRC se stříkanými pěnamí	59
4.3	Mechanické parametry vzorků	61
4.3.1	Vzorky UHPSFRC	61
4.3.2	Vzorky UHPSFRC s korundovým kamenivem	62
4.3.3	Vzorky UHPSFRC s čedičovým kamenivem	62

4.3.4	Vzorky UHPSFRC s výztužnými tkaninami	63
4.4	Metodika testování balistické odolnosti.....	64
4.5	Měření velikosti poškození průstřelem.....	68
5	Výsledky a diskuze	74
5.1	Vzorky UHPSFRC	74
5.2	Vzorky UHPSFRC s korundovým kamenivem	80
5.3	Vzorky UHPSFRC s čedičovým kamenivem.....	85
5.4	Vzorky UHPSFRC s výztužnými tkaninami.....	89
5.5	Vzorky UHPSFRC se stříkanými pěnamí.....	92
5.5.1	Použití pěny na přední straně vzorku	92
5.5.2	Použití pěny na zadní straně vzorku	93
5.5.3	Použití pěny na obou stranách.....	93
6	Aplikované využití výsledků výzkumu.....	97
7	Závěr a směřování dalšího výzkumu	105

1 Úvod

1.1 Motivace

Evropská i celosvětová geopolitická situace se v posledních letech dramaticky zhoršuje. V důsledku toho vyvstává mnoho otázek ohledně bezpečnosti obyvatel, ale i členů bezpečnostních složek jednotlivých států. Jednou z těchto otázek je výroba a vývoj ochranných konstrukcí, které jsou schopny zvyšovat bezpečnost obyvatelstva či zasahujících jednotek. Tato práce se zaměřuje na analýzu struktury kompozitních ochranných konstrukcí, které jsou schopny odolávat extrémnímu zatížení. Mezi nejčastější zástupce těchto extrémních zatížení patří dnes střelba z palných zbraní, účinky výbušnin a rovněž nelze opomenout útoky vedené za pomoci osobních i dopravních vozidel. V poslední době jsme svědky situací, kdy přibývá narušení bezpečnosti výše uvedenými způsoby a je nutné na tyto hrozby reagovat. Strukturované kompozitní konstrukce při vhodně zvolených parametrech jsou schopny na tyto výzvy více jak uspokojivě reagovat. Je však potřeba klást velký důraz na vlastnosti jednotlivých složek kompozitu, a to včetně jejich vzájemného spolupůsobení. Rovněž je potřeba brát v úvahu parametry působícího zatížení.

Data získaná v rámci tohoto výzkumu mohou být díky naladěným vlastnostem kompozitních materiálů použita ke zvýšení balistického odolnosti existujících konstrukcí a nových budov, které plní funkci kritické infrastruktury anebo objektů nutných pro obranu státu. Je důležité si uvědomit, že mnoho konstrukcí a budov může být vystaveno extrémním zatížením a musí takovému zatížení i odolat. Tato mnohdy opomíjená schopnost konstrukcí je poslední linií obrany proti extrémním zatížením. Obzvláště, když selžou všechny ostatní ochranná opatření a tato zatížení jsou promítnuta do konstrukce. Útočníci mohou použít mnoho typů útoků a takové události nelze vždy předvídat včas. I když riziko extrémního zatížení může hrozit téměř všude, použití správných informací a odborné posouzení rizik může poskytnout účinná opatření ke zmírnění následků takových incidentů [1].

Ultra-vysoko hodnotný beton vyztužený rozptýlenými vlákny (UHPFRC) se zdá být jedním z vysoce nadějných materiálů, které lze v těchto případech

použít [2–6]. Tento kompozitní materiál má vysokou pevnost v tlaku a v důsledku rozptýlených vláken i značně zvýšenou tahovou odolnost [7–10]. Ke zvýšení tažnosti výsledných směsí se obvykle používají ocelová, skleněná nebo polymerní vlákna [11–13]. Předchozí studie ukázaly, že optimální obsah vláken pro tenkostěnné konstrukce s ohledem na balistickou odolnost se pohybuje kolem 2,0 % objemového zastoupení [14, 15]. Neméně velkou předností tohoto materiálů je i jeho cena, která je oproti jiným běžně používaným alternativám výrazně nižší.

1.2 Cíle práce

Hlavním cílem této práce je posouzení skladby a jednotlivých vrstev kompozitní konstrukce s vysokou balistickou odolností při tloušťce stěny 5 cm. Jádrem kompozitu bude tvořit mikrobeton na bázi UHPSFRC a bude kombinován s dalšími odolnými materiály v jednotlivých jeho vrstvách tak, aby bylo dosaženo optimálního spolupůsobení. Za tímto účelem budou v matici použity vysokopevnostní kovová vlákna v objemovém zastoupení 1,5 %.

Dalším cílem práce je posouzení jednotlivých vrstev kompozitu i z ekonomického a technického pohledu s použitím modelu založeném na bázi efektivity pomyslného trojúhelníku „cena × hmotnost × odolnost“. V rámci parametru „ceny“ je zohledněna i složitost výroby a udržitelnost takového řešení. Rovněž „odolností“ se rozumí nejenom odolnost vůči penetraci projektilu, ale i míra degradace a pokles fyzikálně-mechanických parametrů při působení klimatických jevů. Neméně důležitým aspektem je i zmíněná hmotnost, která je důležitá hlavně při přepravě a montáži konkrétního systému. Cílem je tedy posouzení všech tří parametrů a nalezení optimálního složení balistického kompozitu.

1.3 Rozsah práce

Práce je rozdělena do tří hlavních celků. První část popisuje principy porušení konstrukcí při dopadu projektilu. V závislosti na módu porušení jsou jednotlivé vrstvy a části závislé na rozdílných materiálových a mechanických parametrech. Právě jejich definování je základním předpokladem pro správný

návrh vhodných materiálů včetně jejich uložení do jednotlivých vrstev kompozitu. Práce dále obsahuje podrobný popis poškození jednotlivých struktur kompozitu a to i z pohledu efektivity použitých materiálu, jakožto vhodných opatření zvyšujících celkovou balistickou odolnost. Tato část je rozdělena do několika kapitol popisujících vlastnosti korundového, čedičového kameniva, aramidových tkanin, stříkaných pěn a rovněž i samotného UHPSFRC kompozitu.

Druhým celkem je experimentální kampaň obsahující popis výroby všech zmíněných testovaných typů balistického kompozitu, jejich materiálového složení a hodnoty mechanických parametrů. Velká část je věnována i návrhu matrice UHPSFRC kompozitu s ohledem na efektivitu výroby a s důrazem na rozdílné typy použitého kameniva a mikropísků. Druhá část obsahuje rovněž i metodiku testování balistické odolnosti vzorků a popis měření velikosti jejich poškození v důsledku dopadu projektilu. K přesnému měření velikosti poškození je použita 3D skenovací technika založena na principu fotogrammetrie.

Ve třetí části jsou uvedeny výsledky, vyhodnocení a diskuze. Tato kapitola obsahuje podrobné porovnání jednotlivých vrstev a materiálů, přičemž popisuje zjištěné poznatky a uvádí je v souvislostech. V závěru práce jsou ještě dvě kapitoly, přičemž první z nich se věnuje aplikovanému využití výsledků výzkumu a to konkrétně v případě systému multifunkčních mobilních balistických bariér se zvýšenou odolností vůči průstřelu, výbuchu a nárazu vozidla. Druhá kapitola nastiňuje směřování dalšího výzkumu v návaznosti na dílčí poznatky a na další možnosti optimalizace, popřípadě zvýšení balistických vlastností ochranných konstrukcí.

2 Principy porušení konstrukcí namáhaných dopadem projektilu

Balistické odolnosti betonových a kompozitních konstrukcí a materiálů se v poslední době věnuje značná pozornost, zejména z důvodu vývoje nových zbraní a s tím souvisejícího hledání adekvátních ochranných opatření. Při popisu principů porušení konstrukcí namáhaných dopadem projektilu je vždy nutné v první řadě uvažovat typ posuzovaného materiálu. Na rozdíl od prostého betonu, kde schopnost odolávat penetraci střely je odvislá hlavně od tlakové pevnosti, může u železobetonu rozhodovat nejenom tlaková pevnost, ale velice významně i množství výztuže. Značný vliv na výsledné poškození a možnou perforaci, respektive hloubku penetrace, má rozložení a hloubka uložení jednotlivých výztužných prutů. Dalšími faktory, které je nutné brát v potaz, jsou vlastnosti samotného betonu, průměr výztužných prutů a sítí, velikost ok a rovněž i materiálové vlastnosti použité výztuže [17, 18]. Značné množství teoretických modelů, které často vycházely z empirických zkušeností, však vliv výztuže zanedbávalo, popřípadě ho nahrazovalo zvýšením materiálových charakteristik betonu. Forrestal a kol. [19, 20] přisuzoval výztuži pozitivní vliv pouze na zmenšení trhlin na zadní straně vzorků. Rozdíl reálných testů oproti teoretickým modelům však přesahoval odchylku větší než 20 %. Způsob, jak zahrnout vliv prutové výztuže do výpočtu velikosti poškození, respektive hloubky penetrace, navrhl ve své studii například Riera [21]. Ten predikoval závislost odolnosti vůči penetraci na tahové pevnosti betonu, množství výztuže a mezi kluzu použitých prutů. Q.M. Li a kol. [22] ve své práci velice podrobně shrnuli a validovali řadu nejvíce používaných vzorců pro stanovení penetrace betonu. Vliv prutové výztuže je dobře zahrnut do následujících rovnic. Uvedené vztahy pro stanovení kritické energie potřebné pro vznik trhlin a kavitačního kónusu na zadní straně vzorku, lze však použít pouze při splnění zjednodušené podmínky poměru mezi tloušťkou betonového vzorku (H_0) a průměru projektilu (d) [22, 23].

$$\frac{H_0}{d} < 5 \quad (1)$$

Tato podmínka je ještě parametrizována pro dva intervaly, kdy každý z nich odpovídá jedné rovnici s rozdílnými koeficienty.

$$\frac{E_c}{\eta\sigma_t d^3} = -0,00031 \left(\frac{H_0}{d}\right) + 0,00113 \left(\frac{H_0}{d}\right)^2 \quad \left(0 < \frac{H_0}{d} \leq 2\right) \quad (2)$$

$$\frac{E_c}{\eta\sigma_t d^3} = -0,00325 \left(\frac{H_0}{d}\right) + 0,00130 \left(\frac{H_0}{d}\right)^3 \quad \left(2 < \frac{H_0}{d} \leq 5\right) \quad (3)$$

Příčemž	E_c	Modul pružnosti betonu
	η	Koeficient zahrnující vliv prutové výztuže
	σ_t	Napětí při vzniku trhlin na zadní straně vzorku
	d	Průměr projektilu
	H_0	Tloušťka betonového vzorku

Koeficient zahrnující vliv prutové výztuže (η) je definován následujícím vztahem:

$$\eta = \begin{cases} \frac{3}{8} \left(\frac{d}{C_r}\right) r_t + 0,5 & \text{když } \left(\frac{d}{C_r} < \sqrt{\frac{d}{d_r}}\right) \\ \frac{3}{8} \left(\sqrt{\frac{d}{d_r}}\right) r_t + 0,5 & \text{když } \left(\frac{d}{C_r} \geq \sqrt{\frac{d}{d_r}}\right) \end{cases} \quad (4)$$

Příčemž	d	Průměr projektilu
	d_r	Průměr výztuže
	C_r	Rozteč výztuže
	r_t	Celkové vyztužení

Celkové vyztužení je uvažováno jako procentuální vyztužení vzorku, které je definováno jako čtyřnásobek podílu průřezu prutové výztuže a součinu tloušťky betonového vzorku a rozteče výztuže, respektive:

$$r_t = 4r; \quad r = \frac{\pi d_r^2}{4H_0 C_r} \quad (5)$$

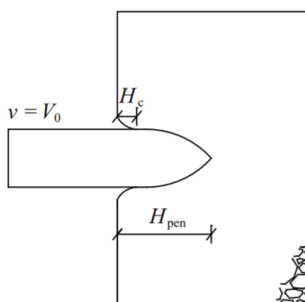
Výpočet napětí při vzniku trhlin a kónusu na zadní straně vzorku vychází z určité míry z empirických dat a je definováno následující rovnicí:

$$\sigma_t = 4,2f_c + 135 \times 10^6 + [0,014f_c + 0,45 \times 10^6] \quad (6)$$

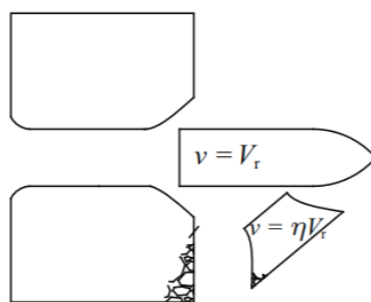
Do rovnice jako jediná proměnná vstupuje pevnost betonu v tlaku (f_c).

Novější studie a výzkumy [17, 18, 24] však používají alternativní perforační modely založené na třístupňovém, respektive dvoustupňovém principu odvislém od tloušťky vzorku. Použití těchto modelů však předchází zhodnocení, zda byl daný vzorek perforován nebo penetrován (Obr. 1, Obr. 2). V případě penetrace (Obr. 1) dochází k deformaci materiálu na vstupní straně vzorku, k vytvoření vstupního kráteru o určité hloubce a rozměrech (H_c) a proniknutí projektilu do hloubky H_{pen} . Obecně je toto pronikání projektilu do vzorku označováno zkratkou DOP, z anglického jazyka „Depth of penetration“, to znamená hloubka penetrace. Při tomto porušení nedochází k poškození zadní strany vzorku, a tudíž ke vzniku zraňujících sekundárních fragmentů nebo úlomků. Rovněž v rámci výpočtů je při penetraci projektilu uvažována nulová rychlost (V_0) a energie, jelikož se jedná již o rovnovážný a konečný stav projektilu.

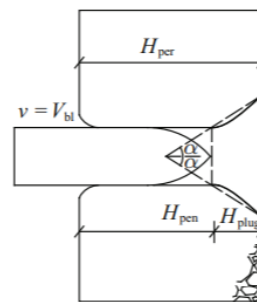
V případě perforace vzorku (Obr. 2) dochází k proniknutí projektilu skrze celý vzorek a k vyražení betonového kónusu na zadní straně porušeného tělesa. Z pohledu výpočtů se hloubka penetrace (H_{pen}) rovná tloušťce vzorku (H) a residuální rychlost projektilu (V_r) nabývá nenulové hodnoty. Vyražený kónus při vyražení přebírá část kinetické energie projektilu v přímé závislosti na jeho hmotnosti a rychlosti v místě kontaktu.



Obr. 1 Penetrovaný vzorek [17]



Obr. 2 Perforovaný vzorek [17]



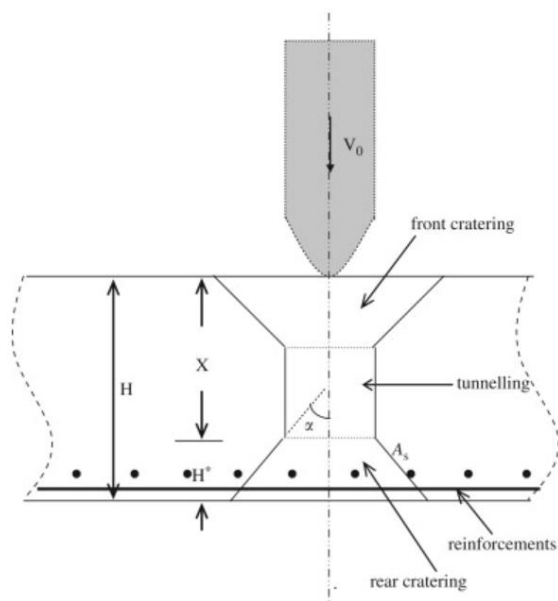
Obr. 3 Částečně penetrovaný vzorek [17]

Třetím případem poškození je částečná penetrace (Obr. 3), kdy dochází k zastavení projektilu a navození rovnovážného stavu uvnitř vzorku, tudíž hloubka penetrace (H_{pen}) nabývá menší hodnoty, než je tloušťka vzorku (H). Dochází také k částečnému vytvoření kónusu a trhlin, popřípadě deformace na zadní straně vzorku, avšak bez jejich vyražení mimo poškozené těleso [34].

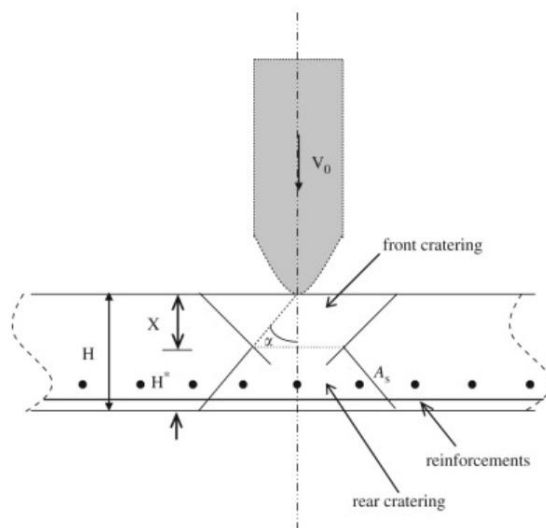
Výše zmíněné dvou a třístupňové modely pracují s procesem celkové, popřípadě částečné, perforace vzorku. Modely pro tlustostěnné konstrukce lze v zásadě rozdělit na tři fáze (Obr. 4), přičemž každá z nich popisuje rozličný mód porušení. První fáze, v anglickém jazyce „front cratering“, popisuje a determinuje vznik kráteru na přední straně vzorku po nárazu projektilu s rychlostí V_0 . Při nárazu projektilu dochází na přední straně vzorku ke stlačení materiálu a následnému poškození, pro které je charakteristická fragmentace materiálu a jeho následné uvolnění v opačném směru, než dopadl projektil. Vzniklý kráter má přibližný tvar komolého kužele o hloubce H_c . Projektil dále pokračuje pronikáním hlouběji do vzorku a tvoří tunel ve tvaru válce o průměru rovnajícím se velikosti projektilu (d). Hloubka tunelovacího kanálku je značena x_t , přičemž DOP měřena od povrchu vzorku je označována písmenem X . Druhá fáze je pojmenována dle charakteristického tvaru porušení připomínající tunel, v anglickém jazyce „tunnelling section“. Při překročení hodnoty kritické penetrace, dochází k překročení tahové, respektive smykové pevnosti a ke vzniku prvotních trhlin a fragmentů v zadní části vzorku. Značný vliv na to má i tlaková vlna, která vzniká již při prvotním kontaktu projektilu a vzorku a která se na zadní straně odrazí a výrazným způsobem se podílí na tahovém napětí. Tato třetí fáze, kdy vzniká na zadní straně vzorku kráter opět ve tvaru komolého kužele, který přímo navazuje na tunelovitou část, se v anglickém jazyce označuje „rear cratering“ [17–19, 24].

U relativně tlustostěnných konstrukcí je uplatňován výše zmíněný tří fázový model (Obr. 4) včetně tunelovací fáze. Naproti tomu, u tenkostěnných konstrukcí po první fázi, vzniku kráteru na přední straně vzorku, následuje koncová fáze, a to vznik kónusu a jeho následné vyražení. To znamená, že tunelovací část ve tvaru válce je zcela vynechána a dochází k perforaci projektilu skrze celý vzorek (Obr. 5). Utváření zadního kónusu z velké části

souvisí přímo se smykovou kapacitou betonu, v případě železobetonu i s rozmístěním a velikostí prutové výztuže [25].



Obr. 4 Mód poškození tlustého železobetonového vzorku [18]



Obr. 5 Mód poškození tenkého železobetonového vzorku [18]

I v případě tenkostěnných konstrukcí má zadní kráter/kónus tvar přibližně komolého kužele. Avšak úhel vzniklý mezi projektilem a hranou kráteru na zadní straně vzorku, na Obr. 5 označeném α , je odvislý od materiálových charakteristik. U prostého betonu je tento úhel komolého kužele přibližně 60° . Naopak čím vyšší jsou materiálové charakteristiky betonu, čím více je beton vyztužený nebo pokud obsahuje dokonce i rozptýlenou výztuž, tím více se úhel α zvětšuje [18, 26, 27].

V poslední době bylo provedeno i mnoho testů pro zjištění a možnost stanovení hloubky zadního kráteru. Wu a spol. [28] a Hanchak a spol. [29] ve svých pracích potvrdili závislost velikosti projektilu na hloubce zadního kráteru. Obě studie použily projektily o průměru 25,3 mm a testovaly vzorky z betonu běžných pevností (NSC) o tloušťce 178 mm, respektive 100 až 300 mm. Všechna naměřená data bez rozdílu tloušťky vzorků i proměnné dopadové rychlosti potvrdily závislost [28, 29]:

$$\frac{H_c}{d} = 2,5 \quad (7)$$

Přičemž H_c Hloubka zadního kráteru
 d Průměr projektilu

Obdobně byly stanoveny a odvozeny i výpočty pro celkovou hloubku penetrace (DOP) [18, 19]:

$$\frac{H_{pen}}{d} = \frac{2}{\pi} \frac{I_0}{(1 + \mu\delta)} \quad (8)$$

Při zanedbání koeficientu tření při nárazu ($\mu = 0$) lze rovnici upravit do tvaru:

$$\frac{H_{pen}}{d} = \frac{2}{\pi} I_0 \quad (9)$$

Příčemž H_{pen} Hloubka penetrace
 d Průměr projektilu
 I_0 Impakt faktor

Hodnota I_0 je částečně závislá na empirických hodnotách a odvíjí se od tlakové pevnosti betonu a rychlosti, průměru a hmotnosti projektilu. Sečtením maximální hloubky penetrace (H_{pen}) a hloubky zadního kráteru (H_c) lze docílit vztahu pro výpočet hraniční hodnoty pro vznik perforace vzorku (H_{per}).

$$H_{per} = H_{pen} + H_c \quad (10)$$

Po substituci rovnic (7) a (8), lze získat obecný tvar rovnice:

$$H_{per} = \frac{2}{\pi} \frac{I_0}{(1 + \mu\delta)} d + 2,5d \quad (11)$$

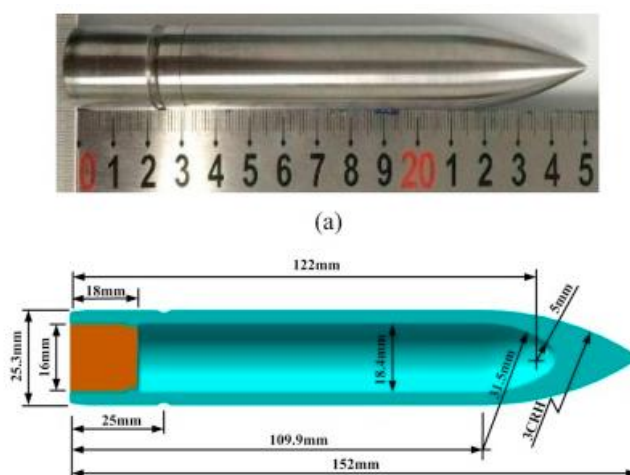
Příčemž H_{per} Perforační limit
 I_0 Impakt faktor
 μ Koeficient tření při nárazu
 δ Poměr dynamického a kvazistatického odporu betonu
 d Průměr projektilu

Výše uvedené vztahy experimentálně potvrdily ve své studii i Y. Peng a kolektiv [30], kteří se zabývali perforačním limitem a residuální rychlostí

na tenkostěnných UHPSFRC deskách s tloušťkou od 40 mm do 100 mm. Použitá UHPFRC směs s objemovou hmotností 2530 kg/m³ obsahovala kromě čedičového kameniva s velikostí zrna do 10 mm i dvě objemová procenta ocelové rozptýlené výztuže. Byla použita vlákna s průměrem 0,175 mm, délkou 13 mm a modulem pružnosti 3000 MPa. Tlaková pevnost po 160 dnech činila na válcích o rozměrech 74×150 mm průměrně 128,4 MPa.

Tabulka 1: Složení UHPSFRC směsi [30]

Složení směsi	Hmotnostní poměry
Cement	1
Popílek	0,17
Křemičitá moučka	1,76
Jemná struska	0,33
Křemičité mikropísky	1,67
Čedičové kamenivo	1,67
Voda	0,26
Plastifikátory	0,03
Ocelová vlákna	0,33



Obr. 6 Ocelový projektile s průměrem 25,3 mm [30]

Jako v předchozích dvou studiích byl pro perforační test použit ocelový projektile s modulem pružnosti 1500 MPa, hmotností 331 g a průměrem 25,3 mm

(Obr. 6). Naměřená data potvrdily mód porušení, respektive dvoufázový perforační model (Obr. 5), kdy dochází ke vzniku předního kráteru a zadního kónusu, avšak tyto dvě části na sebe přímo navazují bez jakéhokoli tunelovacího kanálku s charakteristickým tvarem válce. Dále bylo zjištěno, že pro tenkostěnné vzorky a při dodržení závislosti mezi tloušťkou desky (H_0) a průměrem použitého projektilu (d) platí vztah:

$$\frac{H_c}{H_0} = 0,5 \quad (12)$$

Příčemž H_c Hloubka zadního kráteru
 H_0 Tloušťka vzorku

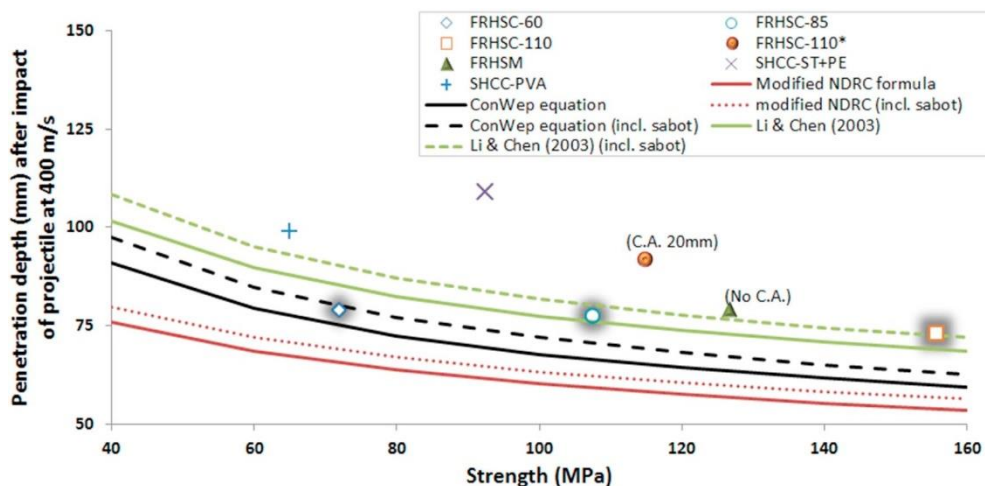
Získaná data naznačují platnost tohoto vztahu pro tenkostěnné konstrukce pro všechny testovaná tělesa bez rozdílu jejich tloušťky. Tato závislost se shoduje i s výzkumy a naměřenými daty od Wu a spol. [28] a Hanchak a spol. [29], kteří se ve svých pracích zabývali studiem vzorků až do tloušťky 300 mm. Všechny zmíněné studie dokládají platnost vztahu (12) i pro různé nižší dopadové rychlosti [28–31]. Naměřená data naopak ukazují parabolickou závislost residuální rychlosti projektilu (V_r), to znamená rychlosti střely po perforaci vzorku, na tloušťce vzorku, kdy:

$$V_r = \sqrt{S f_c d^3 \frac{I_r}{m}}; I_r = \xi(I_0 - I_{bl}); \xi = \frac{1}{1 + \eta^2 \rho_0 \frac{\Omega}{m}} \quad (13)$$

Příčemž V_r Residuální rychlost projektilu
 S Koeficient soudržnosti betonu
 f_c Tlaková pevnost betonu
 d Průměr projektilu
 m Hmotnost projektilu
 I_r Koeficient zpomalení po perforaci
 I_0 Koeficient počátečního zpomalení

I_{bl}	Koeficient zpomalení při penetraci vzorku
ξ	Koeficient tření od eroze materiálu
η	Součinitel eroze
ρ_0	Hustota betonového vzorku
Ω	Objem vymrštěného zadního kráteru

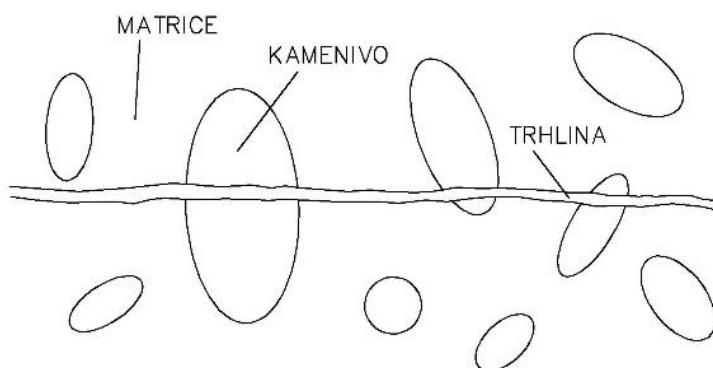
Z uvedených rovnic (7–12) lze vyčíslit zřetelnou závislost hloubky penetrace (DOP) a sekundárně i velikosti vstupního a výstupního kráteru na tlakové pevnosti betonu. Výsledky experimentálního ověření závislosti hloubky penetrace na tlakové pevnosti betonu jsou znázorněny v následujícím grafu (Obr. 7).



Obr. 7 Závislost hloubky penetrace na tlakové pevnosti kompozitu při rychlosti projektilu 400 m/s [31]

Dalším faktorem ovlivňující hloubku penetrace (DOP) je velikost a druh použitého kameniva. Z globálního pohledu je beton považován za homogenní materiál, přičemž jeho heterogenní vnitřní struktura a složení určuje makroskopické vlastnosti a parametry, které se dále používají při návrhu a výpočtech. Z pohledu vnitřní struktury je nosným prvkem s nejvyšší hustotou právě kamenivo, které oproti ostatním složkám disponuje i výrazně vyšší pevností. Optimalizovaným návrhem betonové směsi a správným využitím pevnosti kameniva lze výrazně snížit hloubku penetrace projektilu. Při průchodu vzorkem se střela šíří co nejpřímější trajektorii i za cenu vyšší ztráty kinetické

energie, jako je tomu při tvorbě a šíření trhliny při rázovém zatížení [32]. Projektil nemá dostatek času k nalezení energeticky nejvýhodnější cesty, tudíž musí překonávat i zrna kameniva s výrazně vyšší pevností a hustotou, než je tomu u okolní matrice a pórů. Tento mód porušení však spotřebovává výrazně více kinetické energie a rovněž dochází i k deformaci a ke zvětšení kontaktní plochy projektilu.



Obr. 8 Šíření trhliny při rázovém zatížení [32]

S. Wang a kolektiv [31] ve své studii provedli porovnání sedmi druhů betonových, respektive kompozitních směsí s různými druhy a průměry kameniva (Obr. 7). Výsledky ukazují, že ačkoli směs FRHSM (složení Tabulka 2) vykazovala mnohem vyšší tlakovou pevnost (126,7 MPa) než směs FRHSC-60 (složení Tabulka 3, $f_c = 72,0$ MPa), tak hloubka penetrace (*DOP*) byla v obou případech 79 mm. Tento efekt lze přičíst v případě směsi FRHSC-60, která vykazovala o více jak 40 % nižší tlakovou pevnost, použití čedičového kameniva s vysokou tvrdostí a velikostí zrna. Energie potřebná pro poškození takového druhu kameniva je značně vyšší, než je tomu u křemičitých mikropísků.

Studie ukazuje určitý klesající trend hloubky penetrace v závislosti na větší velikosti a tvrdosti použitého kameniva. Tento trend je však zároveň v rozporu s naměřenými hodnotami pro směs FRHSC-110 s velikostí zrn 20 mm. Při porovnání se směsí FRHCS-85, která vykazovala obdobnou tlakovou pevnost (107,5 MPa, respektive 114,8 MPa) a s maximální velikostí zrna 10 mm, byla u směsi FRHSC-110 hloubka penetrace o více jak 16 % větší. Autoři studie tuto odchylku přisuzují druhu použitého kameniva, kdy jeho povrchová struktura

i způsob jeho těžby mohly mít negativní vliv na celkovou tvrdost betonu jako kompozitu.

Tabulka 2: Složení směsi FRHSM

Složení směsi	Hmotnostní poměr (kg/m ³)
Cement	1030
Křemičitá moučka	103
Křemičité mikropísky	760
Voda	193
Plastifikátory	11
Ocelová vlákna	39

Tabulka 3: Složení směsi FRHSC-60

Složení směsi	Hmotnostní poměr (kg/m ³)
Cement	410
Čedičové kamenivo	946
Křemičité písky	1050
Voda	205
Plastifikátory	3
Ocelová vlákna	39

Celková tvrdost betonu, jako heterogenního materiálu, je dána tvrdostí jednotlivých složek, avšak zároveň i jejich spolupůsobením [31, 33]. Studie zavádí pro celkovou tvrdost kompozitu pojem „efektivní index tvrdosti“. Index vychází z předpokladu, že penetrace projektilu skrze vzorek je závislá na množství hrubého kameniva a matrice, respektive na jejich objemových hmotnostech a tvrdostech, které přímo ovlivňují šíření střely. Při předpokladu poměru objemových hmotností kameniva a matrice (65:35), lze určit ekvivalentní délky jednotlivých složek podél trajektorie následovně:

$$l_{ca} = \sqrt[3]{0,35V}; l_{mt} = \sqrt[3]{0,65V}; \quad (14)$$

Příčemž	l_{ca}	Ekvivalent délky kameniva
	l_{mt}	Ekvivalent délky matrice
	V	Objem betonu

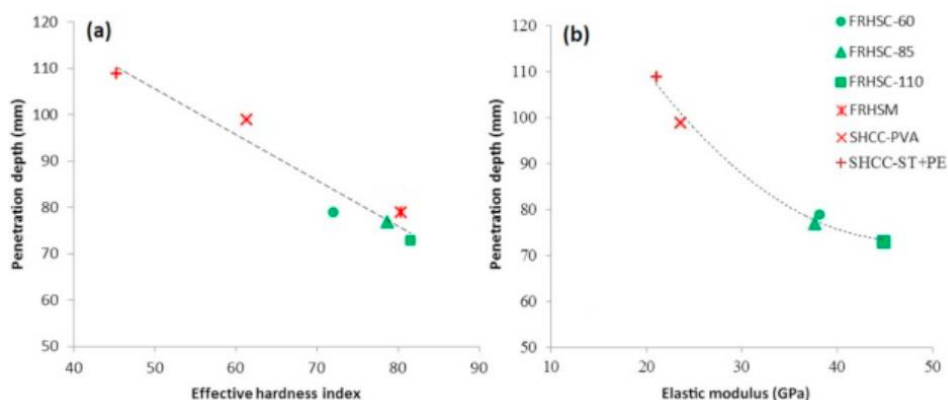
Na základě vztahů (14) se určí relativní procentuální zastoupení kameniva a matrice ve směsi v poměru:

$$45\% \left(\frac{l_{ca}}{l_{ca}+l_{mt}} = \frac{\sqrt[3]{0,35V}}{\sqrt[3]{0,35V}+\sqrt[3]{0,65V}} \right); \quad 55\% \left(\frac{l_{ca}}{l_{ca}+l_{mt}} = \frac{\sqrt[3]{0,35V}}{\sqrt[3]{0,35V}+\sqrt[3]{0,65V}} \right) \quad (15)$$

Efektivní index tvrdosti je následně zapsán ve tvaru:

$$\text{Efektivní index tvrdosti} = \text{tvrdost kameniva} \times 45 \% + \text{tvrdost matrice} \times 55 \%$$

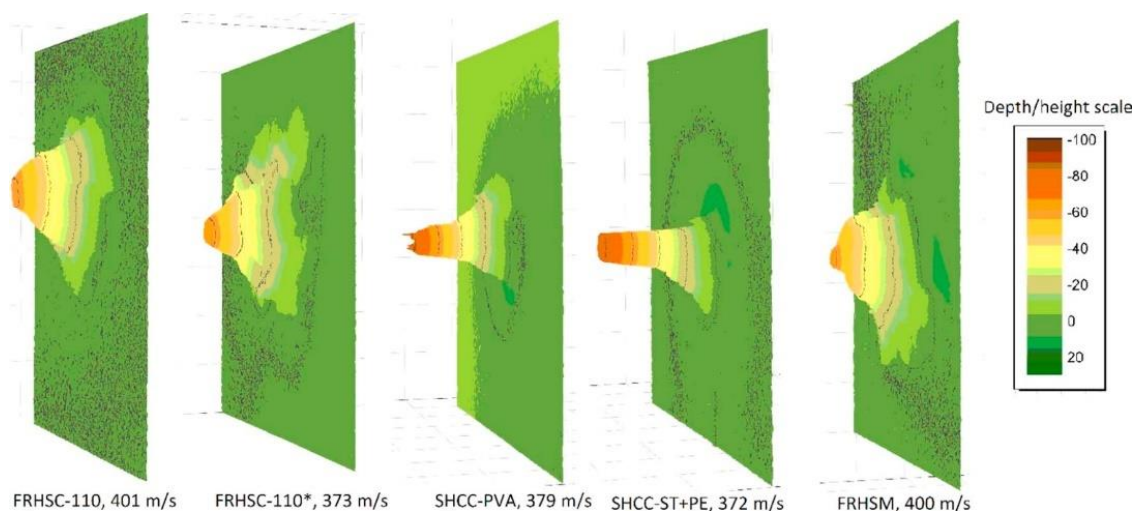
Při použití tohoto vztahu lze z naměřených dat vidět lineární závislost a klesající trend hloubky penetrace při rostoucím efektivním indexu tvrdosti (Obr. 9). Data rovněž ukazují nelineární závislost hloubky penetrace na elastickém modulu pružnosti, což do určité míry koreluje se závislostí na tlakové pevnosti (Obr. 7).



Obr. 9 Vliv (a) efektivního indexu tvrdosti a (b) elastického modulu pružnosti na hloubku penetrace [31]

Kromě hloubky penetrace je důležitým faktorem při porušení vzorku jeho fragmentace. Mnohdy vzniklé fragmenty mohou mít více zraňující a zničující účinek než samotný projektil, přičemž vzniklých úlomků je většinou značné

množství. Velice pozitivní vliv na velikost vzniklého kráteru a soudržnost kompozitu obzvláště v tahové oblasti má rozptýlená výztuž. Y. Peng a kolektiv [30] a S. Wang a kolektiv [31] ve svých pracích měřili velikost vzniklých kráterů při použití ocelových a plastových vláken. Oba typy vláken mají schopnost tzv. překlenovacího efektu, kdy po nárazu projektilu a vzniku prvotních trhlin jsou vlákna schopna přenášet zatížení na větší plochu a tím snížit počet vznikajících trhlin, a i jejich velikost. Obecně lze konstatovat, že rozptýlená výztuž zvyšuje houževnatost a schopnost výsledného kompozitu absorbovat a disipovat energii, čímž je dosaženo výrazně vyšších hodnot lomové energie. Na Obr. 10 lze vidět naskenované velikosti kráterů vzniklých nárazem projektilu při podobných dopadových rychlostech. Naměřená data ukazují zcela rozdílné tvary i hloubky vstupních kráterů, a to i při stejném množství použité vláknité výztuže. Je tedy zřejmé, že vliv na vznik kráteru mají i další aspekty kompozitu, jako jsou jednotlivé složky, jejich soudržnost a vznik a síla spojení ITZ zóny [31–33].



Obr. 10 Naskenované velikosti kráteru po nárazu projektilu [31].

3 Struktura kompozitní konstrukce

V předcházející kapitole byly shrnuty základní procesy a principy porušení betonových, popřípadě kompozitních konstrukcí zatížených rázovým zatížením. Z výše uvedených rovnic, premis a naměřených dat je zjevné, že při penetraci projektilu skrze betonový vzorek dochází k několika odlišným jevům a módům porušení. Během celého procesu dochází k tlakovému, smykovému i tahovému zatížení v závislosti na hloubce penetrace projektilu, respektive na místě střely v její trajektorii. Samotný beton, v jeho nejběžnější podobě, se vyznačuje relativně vysokou tlakovou pevností, avšak bez dodatečné prutové či vláknité výztuže je jeho značnou nevýhodou nízká tahová a smyková kapacita [6, 11, 34, 35]. Z tohoto důvodu je pro co nejefektivnější přenesení a absorpci energii nutné navrhnout složení výsledného kompozitu tak, aby jeho dílčí vrstvy byly schopny odolat rozdílným typům poškození, jak bylo popsáno v kapitole 2.

3.1 Vlastnosti jednotlivých vrstev kompozitu

V závislosti na jednotlivých módech porušení je v rámci optimalizace potřeba zvýšit dané materiálové charakteristiky, jako je hlavně tahová a smyková pevnost a soudržnost jednotlivých složek kompozitu za účelem snížení jejich eroze. V úvodu dráhy střely, to znamená při prvotním nárazu projektilu do vzorku, dochází ke vzniku vstupního kráteru, přičemž jeho velikost a hloubka je odvislá hlavně od tlakové pevnosti rovnice (8), popřípadě tvrdosti betonu [31, 33]. V případě tlakové pevnosti se jeví jako vhodná alternativa využití ultra-vysokopevnostního mikrobetonu s rozptýlenou výztuží (UHPFC), který je schopen dosahovat hodnot až 160 MPa [11, 30, 14]. Druhou alternativou je použití větších frakcí kameniva s vyšší tvrdostí a pevností, jako je například čedič nebo korund [31, 33]. Vznik vstupního kráteru je rovněž doprovázen fragmentací porušeného materiálu. Pro co největší snížení objemu těchto úlomků je vhodné použít rozptýlenou výztuž, a to nejčastěji v podobě polymerních nebo kovových vláken [3, 6, 10, 30, 31].

Jelikož tato studie se zaměřuje na tenkostěnné konstrukce, tak při použití dvoufázového modelu navazuje na prvotní perforaci vytvoření zadního kráteru a vymrštění vzniklého kónusu [25–27]. Vznik a velikost tohoto kráteru je závislá

i na tlakové pevnosti betonu, ale hlavními aspekty jsou tahová a smyková odolnost [18, 19, 24]. Nejběžnějším způsobem zvýšení těchto parametrů je využití rozptýlené nebo prutové výztuže s tahovou pevností dosahující až 3000 MPa [6, 11, 25]. Principiálně alternativním řešením mohou být i další materiály s vysokou pevností v tahu, jako jsou například aramidové tkaniny, nátěry na bázi silikátů nebo polymerní fólie a nástřiky.

3.2 Ultra-vysokopevnostní mikrobeton s rozptýlenou výztuží

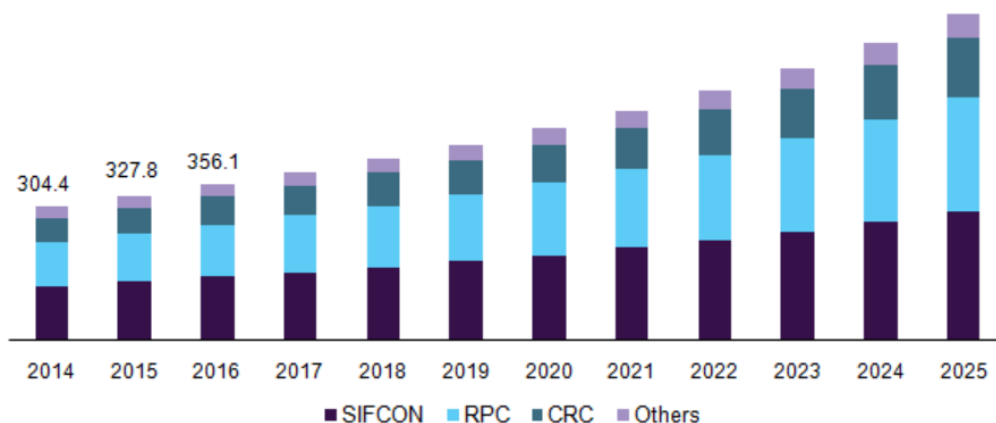
Uplatnění vysokopevnostních betonů je velkou výzvou pro stavebnictví 21. století a zároveň však i velkým příslibem do budoucna. Jedná se o technologicky vyspělý materiál, který skýtá mnoho možností a to jak po stránce architektonické, tak i z pohledu konstrukčních návrhů. Z materiálového hlediska lze tento kompozitní mikrobeton popsat následovně: *„Ultravysokohodnotné betony a vláknobetony jsou silikátovým kompozitním materiálem složeným z kameniva s optimálním tvarovým indexem a dobrými granulometrickými vlastnostmi (křivka zrnitosti), vodním součinitelem, který dosahuje minimální hodnoty a vlákny, která rovnoměrně vyztužují cementovou maticí a která svou délkou, jakožto převládajícím rozměrem, jsou srovnatelnými s kamenivem, které tvoří druhou nosnou složku betonu. Vlastnosti UHPC a UHPFRC jsou od běžných těžkých NSC betonů velmi odlišné a výsledné mechanické vlastnosti jsou závislé na velikosti a tvaru kameniva, typu cementu a jeho měrném povrchu, kvalitě vody, použitých přísadách a příměsích a stáří betonu. Vliv na pevnost výsledné směsi má i kvalita výroby, zpracování a poměr jednotlivých složek. Hodnoty pevností v prostém tlaku jsou u těchto betonů vyšší než 150 MPa. Hodnoty reziduálních napětí, které jsou dalším důležitým faktorem ovlivňujícím únosnost materiálu, dosahují hodnot vyšších než 5 MPa.“* [34]

Vysoká odolnost a trvanlivost vysokohodnotného betonu je zajištěna značnou hutností materiálu. I díky tomu dosahují kompozity vyšších pevností. Rovněž můžeme říci, že v důsledku velké pevnosti a trvanlivosti můžeme snížit krycí vrstvu a navrhovat subtilnější konstrukce, které budou odolávat agresivnímu prostředí [35]. Stanovení samotné struktury vysokohodnotného betonu je jednou z nejtěžších úloh při vývoji optimální směsi. Výroba je podobná jako u betonu normálních pevností. Liší se složením, a to hlavně velkým obsahem jemných

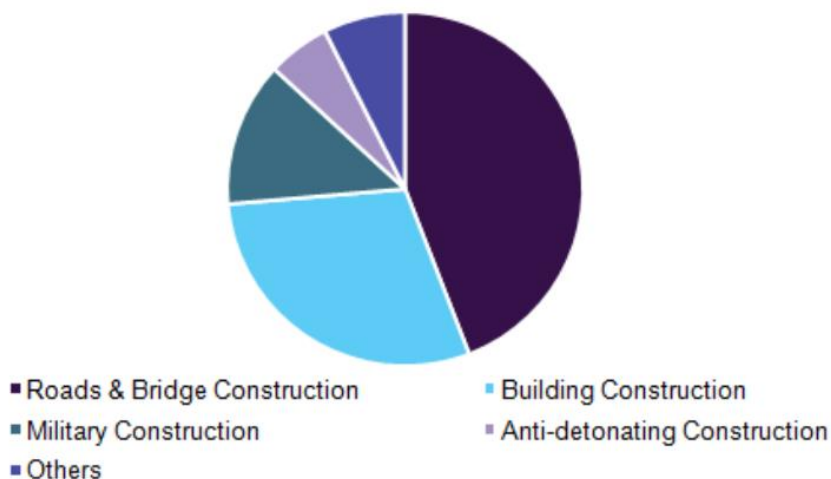
částic, které mají za úkol co nejvíce vyplnit prostor mezi zrny kameniva, čímž se dosáhne velké hutnosti směsi a také vysokou dávkou superplastifikátorů. Velmi často se tyto směsi navrhují jako samozhutnitelné nebo alespoň velice tekuté, aby směs mohla vyplnit všechny části formy [35].

V zahraničí je výroba tohoto kompozitu mnohem rozvinutější, než je tomu v České republice. Nejčastěji je tento materiál využíván při výstavbě mostů, lávek a jednotlivých konstrukčních částí. Z pohledu světového měřítka lze tyto stavby nalézt ve větším počtu téměř na všech kontinentech. V Severní a Jižní Americe se nejvíce mostních staveb z UHPC nachází ve Spojených státech amerických a v Kanadě. V asijských zemích jsou hlavními lídry ve využití UHPC hlavně Čína, Jižní Korea, Japonsko a Malajsie. Velký počet staveb lze nalézt i v Austrálii a v přilehlém Novém Zélandu. Jedním z největších trhů je rovněž i Evropa, kde se mostní konstrukce z UHPC nachází ve Francii, Německu, Rakousku, Slovinsku, Švýcarsku, Nizozemsku a Itálii. V poslední době se značného rozmachu dočkala i Česká republika [36, 37]. Nejenom nutnost výškové výstavby a zvýšená odolnost vůči přírodním vlivům dovedla některé asijské země na světovou špičku v inženýrské výstavbě. Tomu odpovídá i jejich zodpovědný přístup a investice do výzkumu a rozvoje nových metod a stavebních materiálů. Jen v Jižní Koreji bylo investováno přes 11 milionů dolarů do projektů na podporu výzkumu využití UHPC kompozitu při výstavbě kabelových mostů [38]. Vspělost asijského stavitelství demonstruje i značný pokrok v Malajsii. První aplikace UHPC kompozitu při výstavbě mostu byla provedena v roce 2010. Od té doby bylo do dnes dokončeno více jak 100 dalších mostů konstrukcí využívajících tento materiál [36, 37]. V evropských podmínkách je velkým průkopníkem této technologie Německo. Zde národní instituce pro podporu vědy a výzkumu, v německém jazyce Deutsche Forschungsgemeinschaft, investovala více jak 12 milionů euro do projektů na rozšíření využitelnosti UHPC do průmyslu. Cílem těchto projektů bylo, aby se tento kompozit stal spolehlivým, snadno dostupným, ekonomicky přijatelným, a hlavně běžně využitelným materiálem pro výstavbu, a to nejenom pro mostní konstrukce [39]. Podle mezinárodní studie Market Analysis Report [40] od americké společnosti Grand View Research byla v roce 2016 celosvětová hodnota trhu s UHPC stanovena na 892 milionů dolarů. Na Obr. 11 lze vidět velikost trhu s UHPC ve Spojených státech amerických

v letech 2014 až 2025, přičemž roky 2014, 2015 a 2016 ukazují reálná data. Hodnoty v letech 2017 až 2025 jsou predikcí vývoje trhu založenou na rostoucím trendu z let 2014 až 2016. V grafu lze vyčíst rostoucí tendenci trhu s tempem mezi 8 až 9 % nárůstu za rok a s hodnotou trhu převyšující 300 milionů dolarů, respektive 327,8 a 356,1 milionů dolarů v letech 2014 až 2016.



Obr. 11 Velikost trhu s UHPC (v mil. dolarů) ve Spojených státech amerických v letech 2014 až 2025 [40]



Obr. 12 Rozložení globálního trhu s UHPC dle typu použití [40]

Na Obr. 12 lze vidět rozdělení globálního trhu s UHPC dle jeho typu použití za rok 2016, přičemž 42 % z celkového trhu zabírají výše zmíněné mostní a silniční stavby. Druhým největším zástupcem s téměř třiceti procenty UHPC je výstavba budov a bytových prostor, přičemž do budoucna lze předpokládat, že toto číslo bude mít rostoucí tendenci a časem by se mohla stát hlavním typem použití. Tomuto trendu musí nejprve však předcházet rozvoj jednotlivých

lokálních trhů a snížení dnešní ekonomické náročnosti výroby komerčně používaných UHPC směsí [40]. Níže jsou uvedeny nejrozšířenější zástupci komerčně používaných UHPC směsí, a to včetně jejich složení.

Tabulka 4: Složení komerčních UHPC směsí [37]

Složky (kg/m ³)	BCV*	BSI	Cemtec	Ductal	Dura
Portlandský cement		1114	1050	712	911
Jemné písky	2115	1072	514	1020	911
Mikrosilika		169	268	231	225
Křemičitá moučka		–	–	211	–
Urychlovač	–	–	–	30	–
Ocelová vlákna	156	234	858	156	173
Superplastifikátor	21,5	40	44	30,7	38
Voda	159	211	180	109	200

* Hmotnosti portlandského cementu, jemných písků, mikrosiliky a křemičité moučky jsou uvedeny sdruženou hodnotou.

Jednou z rozhodujících složek UHPC je cement, který má zásadní vliv na pevnost celého kompozitu. Velice záleží na třídě a kvalitě cementu. Nejčastěji se používá CEM I (portlandský cement s 95 % slínku) a pevnostní třídy 52,5 nebo 42,5. Častokrát s cementem s malým množstvím alitu (C₃A – trikalciurní aluminát), aby se dosáhlo snížení vývinu hydratačního tepla, které už je tak dost vysoké kvůli velkému množství cementu ve směsi. Na kamenivo do UHPC jsou kladeny mnohem vyšší požadavky než na plnivo do betonů normálních pevností. Velký důraz se klade na zastoupení jednotlivých frakcí a tvar zrn. Dle [41] se uvažuje největší velikost zrna 0,6 mm z důvodu vzniku mikrotrhlin na povrchu, které omezují celkovou pevnost kompozitu. Několik dalších výzkumů ale ukázalo, že určitý obsah frakcí kameniva do 8 mm nemusí nutně znamenat snížení pevnosti. S určitým zastoupením se dá dosahovat i pevností kolem hranice 200 MPa. Dále je kontrolována čistota a vlhkost kameniva. U UHPC se množství záměsové vody snižuje z důvodu zvýšení pevnosti, a proto se klade velký důraz na přesné zastoupení jednotlivých složek. Je tudíž vhodnější použít vysušené

kamenivo, které už dále neovlivní vodní součinitel. Při použití kameniva bez jakékoli úpravy vlhkosti bychom nemohli zajistit stálou konzistenci směsi.

Voda, kterou použijeme do směsi, musí také splňovat normu ČSN EN 1008, nesmíme použít znečištěnou vodu a zcela je vyloučena odpadní voda. Pro charakterizování typu betonu je nejčastěji udáván vodní součinitel (poměr voda/cement) a poměr voda/pojivo (cement + mikrosilika). Co se týče hodnoty vodního součinitele pro UHPC se pohybuje kolem hodnoty 0,25 a pojivový součinitel je stanoven na hodnotu 0,20. Z takto nízké hodnoty vodního součinitele je vidět, že v kompozitu není dostatek vody na úplnou hydrataci cementu a silikátové pojivo tudíž plní i funkci plniva a optimalizuje křivku zrnitosti. Nižší hodnota vodního součinitele také urychluje vývin hydratačního tepla a rovněž i počáteční nárůst pevnosti. Zároveň při této velikosti vodního součinitele u vysokohodnotných betonů je velikost autogenního smrštění výrazně vyšší než u betonů běžných pevností. Důležitou součástí je i ošetřování UHPC. Z hlediska pevnosti je vhodnější ošetřování na vzduchu, a ne pod vodou. Ještě lepších hodnot pevnosti můžeme dosáhnout při ošetřování za vyšších teplot, což lze zajistit při prefabrikované výrobě [34, 35].

Příměsí, tj. práškové anorganické látky přidávané do betonu pro zlepšení jeho vlastností, specifikované dle ČSN EN 206-1 (Beton – Část 1) dělíme na inertní (nereaktivní) jako je například kamenná moučka či mletý vápenec a na latentně hydraulické příměsí (jsou schopni se podílet na hydrataci pod vodou) jako je popílek, struska nebo křemičitý úlet [42].

Přísady neboli aditiva jsou chemické látky, které se přidávají do směsi v malé míře, v jednotkách procent. Přidáním plastifikátorů a superplastifikátorů jsme schopni zlepšit zpracovatelnost, respektive snížit vodní součinitel, čímž se druhotně zvýší pevnost. Ve své podstatě plastifikátor zabraňuje flokulaci, tj. shlukování zrn cement, a tím snižují potřebnou záměsovou vodu. Nejčastěji se používají plastifikátory a superplastifikátory na bázi PCE (polykarboxylátether) [34, 35]. Největšími nevýhodami HPC oproti betonu běžných pevností je jeho křehkost a velké autogenní smrštění. Je možné vysledovat, že při zvyšující se pevnosti u vysokohodnotných betonů stoupá i jejich křehkost. Tuto zjevnou nevýhodu jsme schopni omezit přidáním rozptýlené výztuže, která ve velké míře zabrání vzniku a šíření trhlin [35]. Největším přínosem rozptýlené výztuže

neboli vláken, je tzv. tahové zpevnění, kdy po vzniku trhlin je materiál stále schopen přenášet působící zatížení i při zvyšující se deformaci, aniž by došlo k okamžitému selhání. Obecně vláknitá výztuž zvyšuje integrální odolnost kompozitu, odolnost vůči otěru a značný přínos má při rázovém zatížení. Vláknina se také používají i pro řízenou kontrolu šíření trhlin v důsledku smršťování a vysychání, jelikož často se používají v kombinaci s vysokohodnotnými betony, které obsahují velké množství cementu a pucolánově aktivních přísad. Často se používá základní dělení kompozitů dle materiálu použitého pro výrobu vláknina, přičemž nejčastěji se používají následující čtyři typy vláknina [43]:

- 1) Ocelová vlákna (Obr. 13)
- 2) Skleněná vlákna (Obr. 14)
- 3) Syntetická vlákna (Obr. 15)
- 4) Přírodní vlákna (Obr. 16)



Obr. 13 Ocelová vlákna [43]



Obr. 14 Skleněná vlákna [43]



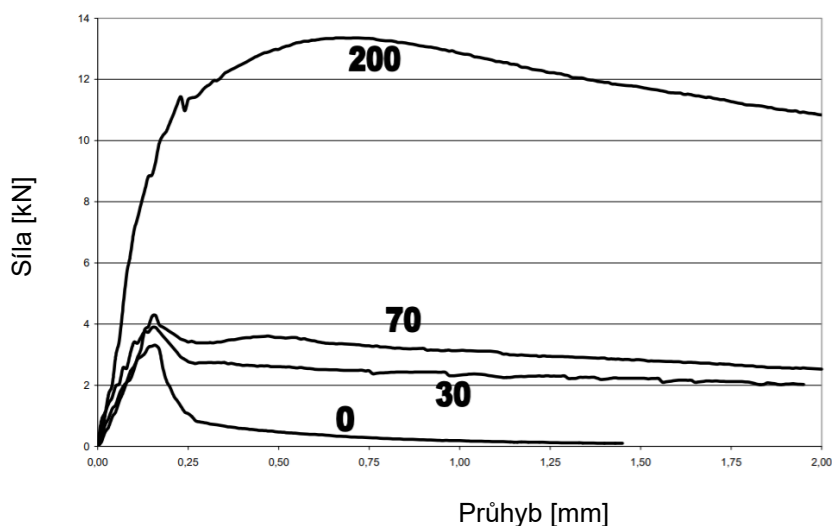
Obr. 15 Syntetická vlákna [43]



Obr. 16 Přírodní vlákna [43]

Každý typ z těchto uvedených vláknina má svoje přednosti, díky kterým je předurčeno jeho využití v betonu pro určitou aplikaci. Skleněná vlákna vynikají vysokou schopností absorpce a disipace energie a rovněž jsou schopny odolávat tepelnému namáhání kompozitu. V průmyslové výrobě se skleněná vlákna používají často při výrobě vnějších fasádních panelů. Zde je využita hlavně jejich vysoká chemická odolnost, přičemž nedochází ke korozi jako u běžné prutové

výztuže. Rozmachu syntetických vláken a jejich využití v betonu jsme se dočkali až v 21. století, kdy se značná část výzkumů orientovala na tuto problematiku. Syntetická vlákna se hlavně používají pro zlepšení čerpatelnosti betonu, a to hlavně díky jejich pružnosti. Dalším značnou výhodou je využití u konstrukcí, které by mohly být zatíženy vysokými teplotami a kde obzvláště polymerní vlákna tají za relativně nízkých teplot, a tak vytváří póry pro disipaci vnitřních tlaků. Nejčastějšími zástupci jsou karbonová, nylonová, polyesterová, polypropylenová a polyethylenová vlákna. Nejstarším typem jsou přírodní vlákna, která se používala v rostlinné podobě již ve starověkém Egyptě. Moderní technologie umožnily ekonomicky efektivní výrobu z různých rostlin, jako jsou například juta, len, cukrová třtina, kokos anebo bambus. Velkým materiálovým problémem je tendence těchto přírodních vláken degradovat v alkalickém prostředí a tím značně oslabit výsledný kompozit. Naopak největším přínosem je využití přírodních materiálů a tím snížení uhlíkové stopy oproti kovovým, polymerním i skleněným konkurentům. Nejrozšířenější variantou jsou však kovová vlákna, která jsou z pohledu materiálu určitou obdobou prutové výztuže. Velkou výhodou oproti standardní výztuži je absence vazačských a kotvicích prací, které v dnešní době jsou již drahou položkou při výrobě železobetonu. Největší přínos je však v razantním zvýšení maximální síly při zachování stejné deformace [43, 44].



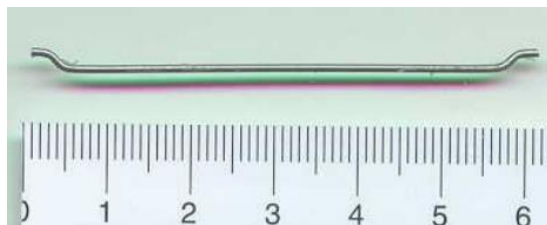
Obr. 17 Závislost síly na průhybu trámce pro rozdílné množství drátků

Použitá kovová vlákna se liší hlavně svým tvarem, kotvením ve směsi, fyzikálně-mechanickými vlastnostmi a způsobem své výroby. V dnešní době se výroba ocelových vláken nejčastěji provádí stříháním „nekonečného“ ocelového drátu, stříháním ocelových pásků, frézováním ocelového bloku, odstředováním z taveniny anebo litím kovové taveniny. Neoptimálnější mód porušování vlákny vyztuženého kompozitu je vytahování vláken z matrice, při čemž je spotřebováno nejvíce působící energie. Zde jsou z pohledu vláken důležité dva aspekty, a to tvar, respektive zakončení vláken a tahová pevnost vlákna. V dnešní době disponují ocelová vlákna tahovou pevností v intervalech od 1200 až do 3000 MPa, kdy se již jedná o vysokopevnostní tahovou ocel, čemuž samozřejmě odpovídá i náročnost i náklady na výrobu. Druhým zmíněným aspektem je tvarová dispozice vlákna. Níže na obrázcích jsou znázorněny základní variace používaných typů vláken [44, 45].

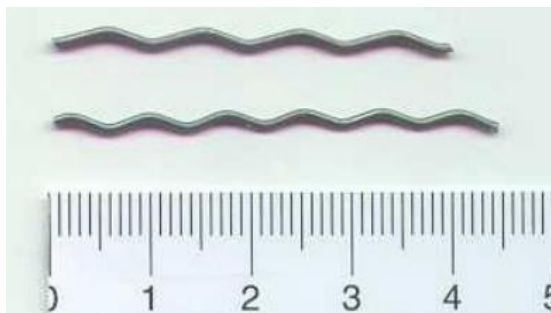
Podrobnější požadavky na materiálové vlastnosti a na ocelová vlákna v maltách a betonech obecně při použití, jak se statickou funkcí, tak i bez ní, jsou uvedeny v harmonizované normě ČSN EN 14889-1 [45].



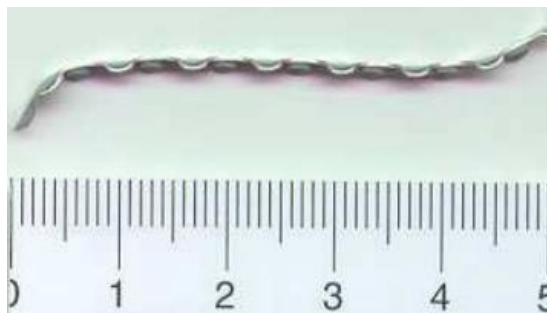
Obr. 18 Ocelové vlákno – hladké bez úprav [44]



Obr. 19 Ocelové vlákno – hladké s ohnutím na koncích vlákna [44]



Obr. 20 Ocelové vlákno – zvlněné s kruhovým průřezem [44]



Obr. 21 Ocelové vlákno – drátek s vtisky a s ohnutím na konci drátu [44]

3.2.1 Reologické vlastnosti mikrobetonů

Jednou z velice důležitých vlastností betonových a kompozitních směsí je jejich reologie, která nejenom že určuje zpracovatelnost a tím pádem i možnosti použití dané směsi, ale rovněž má i sekundární vliv na materiálové vlastnosti. Špatné reologické parametry mohou způsobit větší obsah vzduchových pórů nebo naopak oddělení záměsové vody a tím zcela degradovat materiál a konstrukci. Mimo jiné i proto je potřeba při návrhu a optimalizaci betonové směsi věnovat reologii nemalou pozornost a zohlednit parametry jako je viskozita, zpracovatelnost a vodní součinitel během celého návrhu směsi.

Reologií se obecně rozumí vědní obor, který se zabývá matematickými popisy mechanických vlastností kapalin, u kterých je určitá závislost reakce materiálu na čase. V začátcích tohoto vědního oboru stačily tři základní konstitutivní modely k obsáhnutí většiny jevů, ale postupem času se i tato vědní disciplína rozvíjela a již dnes je v literatuře popsáno několik desítek modelů, přístupů a zjednodušení [46]. Co se týká samotné reologie, tak nejdůležitějšími parametry, které z větší části určují celkové chování, jsou plastická viskozita a mez kluzu zkoumané směsi [47, 48]. Tyto dva parametry vstupují i do Binghamova modelu a Herschel – Bulkley (H-B) modelu, které jsou používány nejčastěji.

Binghamův materiálový model je definován následovně [47]:

$$\tau = \tau_0 + \eta\dot{\gamma} \quad (16)$$

Příčemž	τ	Smykové napětí
	τ_0	Mez kluzu
	η	Plastická viskozita
	$\dot{\gamma}$	Smyková rychlost deformace

Jak již bylo zmíněno, tak Binghamův model vychází z premisy, že smykové napětí potřebné k zahájení proudění a míra odolnosti vůči proudění jsou ovlivněny hlavně mezí kluzu a plastickou viskozitou. Stejnou myšlenku

je zapotřebí použít i při experimentálním měření, avšak s přihlédnutím k použité testovací aparatuře [47].

Dle C.F. Ferrarise a F. deLarrardeho [49, 50] je mez kluzu (τ_0) čerstvého betonu definována objemovým podílem pevné části a maximální hustotou jednotlivých použitých složek. Experimentálně bylo ověřeno, že jejich model vykazuje dobrou korelaci s měřenými hodnotami, což vedlo k úpravám a adaptacím modelů i u jiných výzkumných týmů [51, 52]. Plastická viskozita pro malé Reynoldsovo a velké Pecletovo číslo je stanovena vztahem:

$$\eta_r = f(\varphi) \quad (17)$$

Kdy relativní viskozita (η_r) je funkcí hustoty (φ).

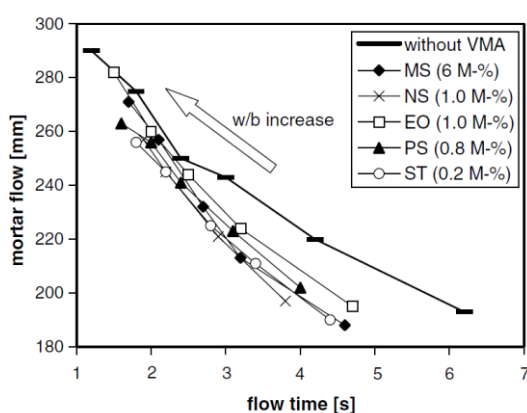
C.F. Ferraris a F. deLarrard za pomoci regresivní analýzy rozpracovali vztah pro relativní viskozitu (17) a docílili následujícího výrazu [49]:

$$\eta = \exp \left\{ 26,75 \times \left(\frac{\varphi}{\varphi_{max}} - 0,7448 \right) \right\} \quad (18)$$

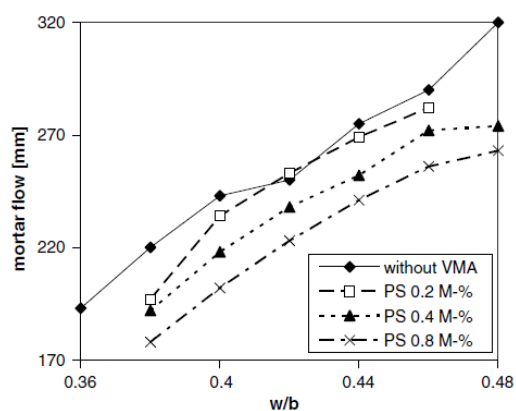
Příčemž	η	Plastická viskozita (Pa×s)
	φ	Hustota (kg/m ³)
	φ_{max}	Maximální hustota směsi (kg/m ³)

Po prostudování a pochopení reologických vlastností betonů bylo logickým krokem jejich úprava. Mnoho výzkumů se zabývalo vlivem různých VMA (viscosity modifying agents) na reologii malt a betonů, mimo jiné i A. Leemann, F. Winnefeld [53] a N. Diamantonis a spol. [54]. První zmiňovaná dvojice autorů [53] se zabývala změnou vlastností při určité náhradě cementu za mikrosiliku, nanosiliku, derivát ethylenoxu, přírodní polysacharid a derivát škrobu. Měřeny a vyhodnocovány byly pevnosti v 1, 2, 7 a 28 dnech, čas rozlití za pomoci V trychtýře, plastická viskozita (η), smykové napětí (τ) a teplotní tok v čase. Při zachování stejného w/b součinitele (tzn. voda/pojivo) přidání modifikační

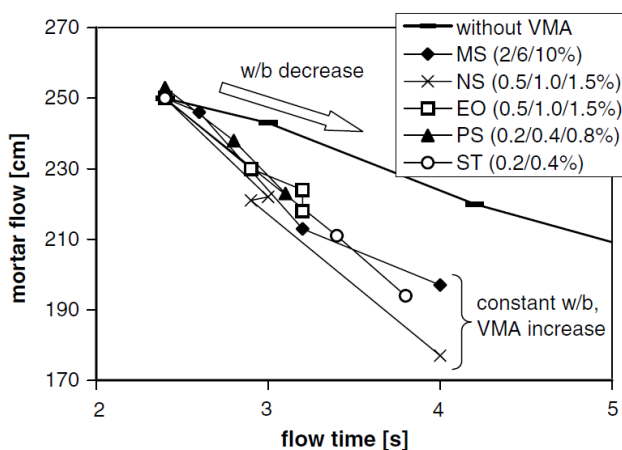
přísady sníží rozliv dané směsi (Obr. 22) a prodlouží čas rozlití (Obr. 23, Obr. 24). Zároveň se zvýší smykové napětí (Obr. 25) a plastická viskozita (Obr. 26) oproti referenční záměsí bez modifikačních přísad. Použití polysacharidu a derivátu škrobu vede k menší citlivosti rozlití při změně w/c součinitele (Obr. 22). Při porovnání organických a anorganických přísad, první zmiňované vykazují velmi malý vliv na hydrataci čerstvého betonu a na nárůst tlakové pevnosti. Naopak anorganické přísady způsobují zrychlení hydratace a tím i zvyšují tlakové pevnosti čerstvého betonu (stáří 1 den).



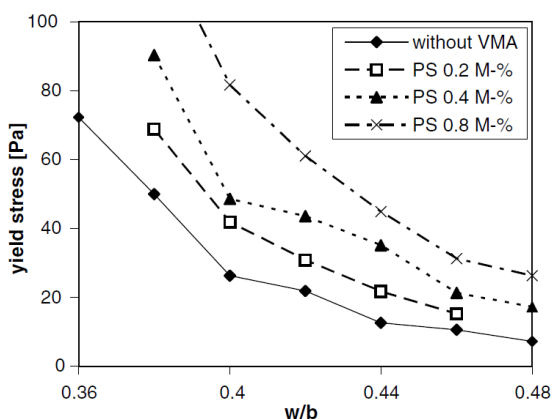
Obr. 22 Závislost rozlivu na vodním součiniteli [53]



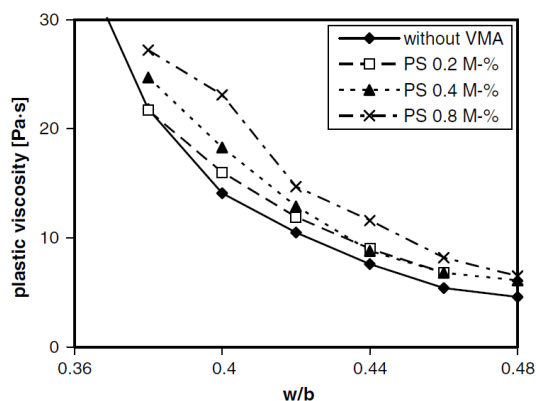
Obr. 23 Závislost rozlivu na čase (stoupající vodní součinitel) [53]



Obr. 24 Závislost rozlivu na čase (klesající vodní součinitel) [53]

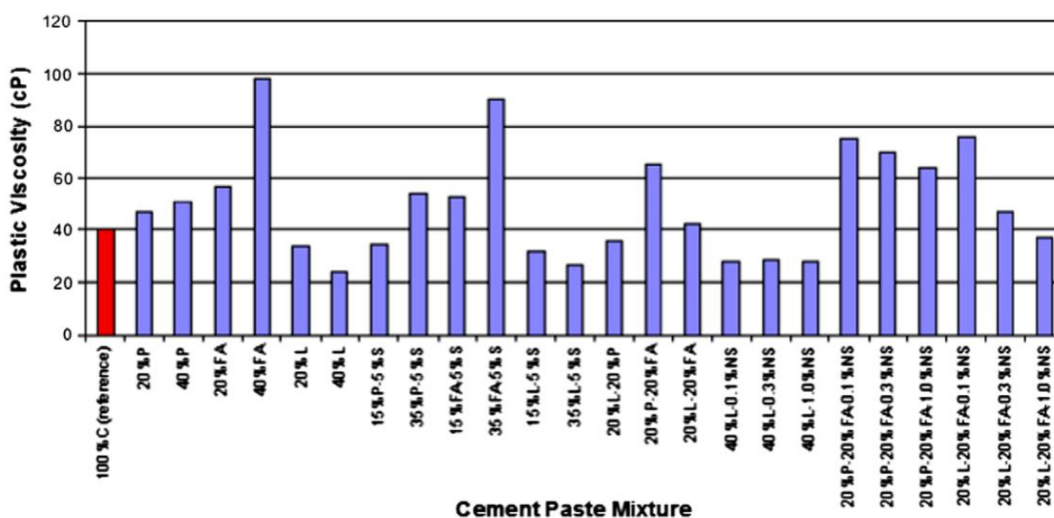


Obr. 25 Závislost smykového napětí na vodním součiniteli [53]

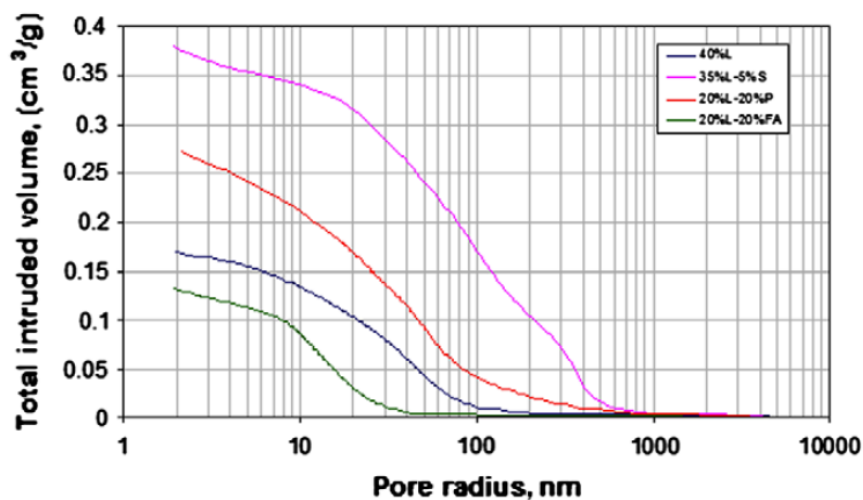


Obr. 26 Závislost plastické viskozity na vodním součiniteli [53]

N. Diamantonis a spol. [54] ve své studii testovaly 24 vzorků, kde se zjišťovali vliv náhrady 1 nebo 2 příměsí za cement CEM I pevnostní třídy 42,5 na reologické vlastnosti. Konkrétně měřili plastickou viskozitu (η), smykové napětí (τ) a po 28 dnech zjišťovali vnitřní mikrostrukturu na rtuťovém porozimetru. Cement byl nahrazován buď jedním, nebo dvěma příměsemi maximálně do 40 % hmotnostní náhrady cementu. Zkoumán byl vliv mikrosiliky, vápence, přírodního pucolánu, popílku a nanosiliky, přičemž celkově se jednalo o 25 záměsí, včetně referenční směsi bez přidání jakékoli příměsí. Přidáním 40 % vápence se nejvíce zlepšila viskozita, respektive reologické vlastnosti (Obr. 27). Při kombinaci 20 % vápence a 20 % náhrady cementu popílkem bylo dosaženo nejlepší hutnosti, tzn. nejmenšího objemu pórů (Obr. 28).



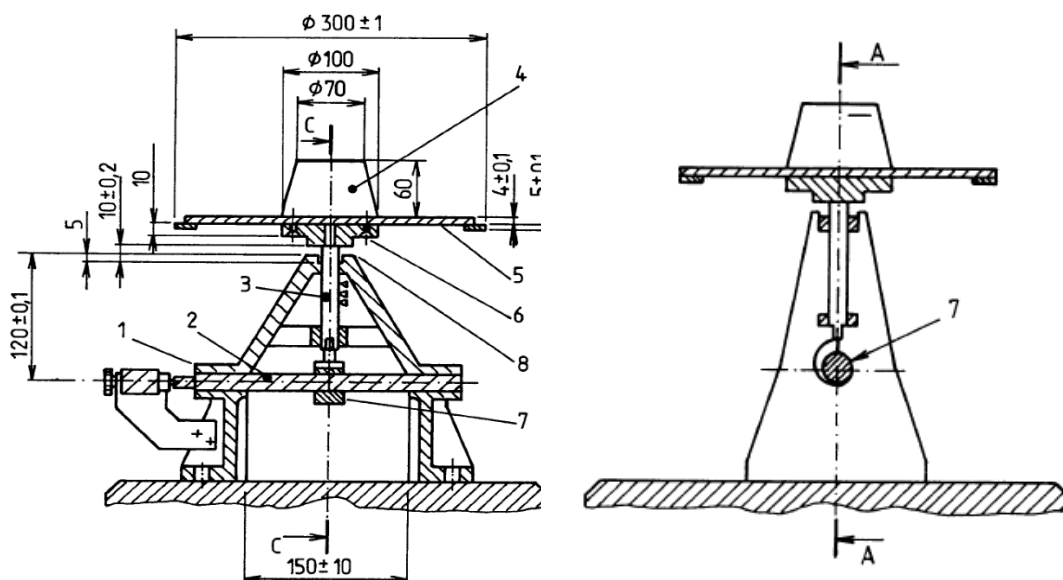
Obr. 27 Vyhodnocení plastické viskozity dle použité náhrady [54]



Obr. 28 Vyhodnocení porozimetrie dle použité náhrady [54]

3.2.2 Měření reologických vlastností cementového kompozitu

Metod, přístupů a zařízení pro zjištění reologických vlastností čerstvé záměsi je mnoho a další se stále vyvíjejí, upravují a adaptují na nově vznikající teorie. Mezi jednu z nejrozšířenějších a nejpoužívanějších metod určování reologie patří zkouška rozlitím, ke které se používá střešací stolek (Obr. 29). V zásadě se vyskytuje ve dvou formách, první se vyznačuje ručním pohonem a v druhém případě je využíván elektromotor.



Obr. 29 Schéma střešacího stolu [55]

V normě ČSN EN 1015-3 je popsán i postup samotné zkoušky, včetně potřebného počtu úderů dusadlem, počtu zdvihů střešacího stolku a způsobu vyhodnocení získaných dat. Při zkoušce je kovový kužel umístěn do středu stolku a naplněn směsí ve dvou vrstvách, přičemž každá vrstva je rozprostřena deseti údery dusadla. Přebytek malty je následně odstraněn a po cca 15 sekundách je kužel zvednut kolmo vzhůru a je provedeno 15 nárazů s konstantní frekvencí. Průměr rozlivu se změří ve dvou na sebe kolmých směrech a výsledky jsou následně vyhodnoceny [56].

Dalším velice známým a používaným zařízením je Vicatův přístroj. Tato metoda je založena na principu zaznamenání hloubky průniku jehly, respektive válečku, do zkoumané cementové pasty. Výsledkem měření je hloubka penetrace, která vypovídá o velikosti odporu dané pasty. Tato metoda je relativně jednoduchá a často používaná pro zkoumání vlastností cementové pasty v různých časových krocích. Využít lze opět dvě varianty, kdy na Obr. 30 můžeme vidět mechanické provedení, kde za pomoci závitových šroubů upevníme jehlu do počáteční polohy. Po uvolnění šroubu dojde k penetraci zkoumané pasty a následně se odečte hloubka této penetrace. Na Obr. 31 lze vidět automatizovanou verzi, kdy je možné těchto vzorků měřit několik najednou a také v předem definovaných časových krocích.



Obr. 30 Vicatův přístroj [57]



Obr. 31 Automatizovaný Vicatův přístroj [58]

Již pokročilejším přístrojem je rotační viskozimetr (Obr. 32), který je schopen velice dobře měřit reologické vlastnosti betonů a cementových past.

Princip rotačního viskozimetru je založen na otáčení rotoru ponořeného do vzorku a kalibrované pružiny. Dle viskozity zkoumaného vzorku se mění odezva měřicí pružiny a za pomoci vzájemných vztahů jsou stanoveny reologické vlastnosti. Další variantou je kombinace dvou různě velkých válců, často s ocelovými výstupky, přičemž pravidla pouze jednomu je povolena rotace a na druhém se měří točivý moment [59, 60].



Obr. 32 Rotační viskozimetr (Brookfield DV-II+Pro) [59]

3.3 Zvyšování tvrdosti jádra kompozitu

Odolnost betonu proti nárazu projektilu, závisí na mnoha aspektech. Zlepšení odolnosti proti rázovému zatížení z hlediska hloubky penetrace i průměru kráteru lze dosáhnout například snížením vodního součinitele w/c a zvýšením pevnosti betonu v tlaku. Avšak významným faktorem ovlivňující tlakové pevnosti a rázovou odolnost je také velikost, pevnost a tvrdost přidaného hrubého kameniva [31–33].

3.3.1 Korund

Ve snaze dosáhnout co nejvyšší pevnosti v tlaku se obvykle přítomnost hrubého kameniva v UHPSFRC snižovala nebo dokonce eliminovala, aby se dosáhlo potřebné homogenity a hutnosti směsi. Anti-penetrační schopnosti hrubého kameniva se tedy téměř zanedbávaly. Poté se ale při pokusech s penetrací projektilu, které prováděli M. H. Zhang a kolektiv [61], H. Langberg a G. Markeset [62] nebo H. Wu a kolektiv [63] zjistilo, že hloubka penetrace projektilu se nadále nesnižuje, pokud tlaková pevnost betonu dosáhne určité hranice. Optimální pevnost v tlaku pro UHPSFRC, ze kterého budou

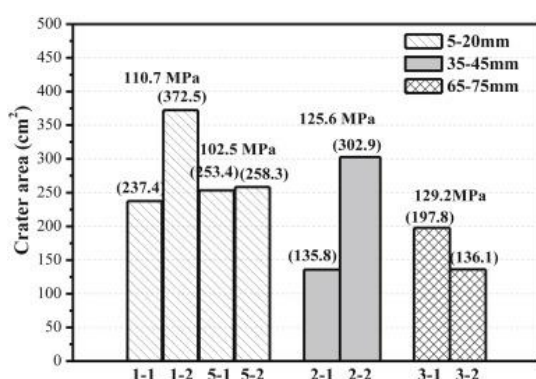
vyhotoveny ochranné konstrukce, byla navržena na 90–150 MPa s ohledem na komplexní úvahy o efektivitě ochrany a nákladech na jejich výrobu [64]. Výborných výsledků bylo dosaženo v experimentech zabývajících se UHPSFRC s přídavkem korundu jako hrubého kameniva (UHP-CASFRC), které prováděl v roce 2015 H. Wu a kolektiv [64]. V rámci této studie bylo vytvořeno 16 válcových vzorků UHP-CASFRC s různým obsahem a různými frakcemi korundu. Složení obou záměsí s 15 %, respektive 30 % hrubého kameniva, je uvedeno v tabulce 5.

Tabulka 5: Složení směsi UHP-CASFRC

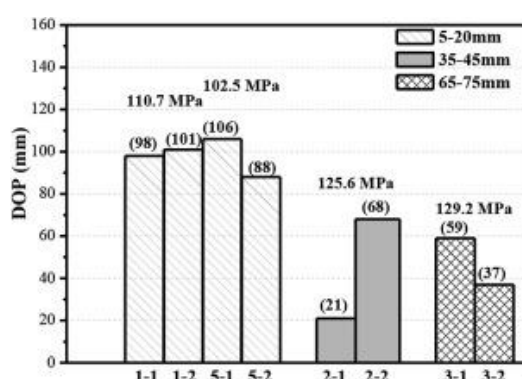
Složení směsi	Hmotnostní poměr (kg/m ³)	
	Hrubé kamenivo 15 %	Hrubé kamenivo 30 %
Pojivo	935	770
Čedičové kamenivo	591	1192
Křemičité písky	935	770
Voda	150	123
Plastifikátor	4,1	4,1

Vzorky byly testovány zásahem projektilu o rychlostech s rozptylem 510–850 m/s, průměrnou hmotností 341,2 g a průměrem projektilu 25,3 mm. Z výsledků bylo zřejmé, že při zvětšení velikosti zrna kameniva dosahuje beton vyšších pevností v tlaku. Při změně frakce z 5–20 mm na 35–45 mm (Obr. 33) došlo ke zvýšení tlakové pevnosti až o 18%. Z hlediska hloubky penetrace (*DOP*) projektilu lze konstatovat, že při zvětšení velikosti zrna kameniva z $0,5d$ (kde d je průměr projektilu) na $1,5d$ a $2,5d$ její hodnota postupně klesá (Obr. 34). S rostoucí velikostí zrna přidaného plniva pravděpodobnost přímého zásahu částice hrubého kameniva roste. Proto je možné takto značně posílit odolnost proti nárazu projektilu UHPSFRC, pokud bude použito hrubé kamenivo s vysokou tvrdostí a pevností. Povrch kráteru po nárazu projektilu podle výsledků experimentu má klesající trend, pokud se zvýší velikost zrna přidaného hrubého kameniva. Mírně zlepšení se z hlediska velikosti povrchu kráteru dosáhne, pokud se zvýší podíl korundu ve směsi. Průměrný povrch vzniklého kráteru

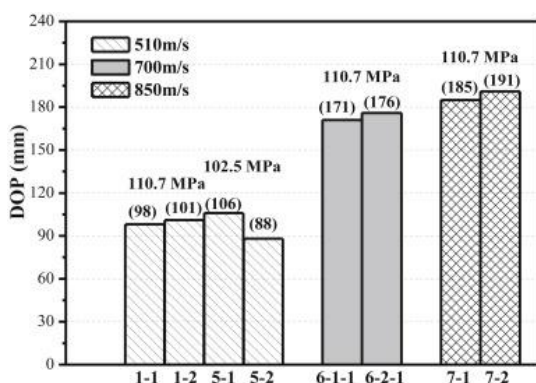
při objemovém podílu korundu 45 % byl o 12,5 % menší než při obsahu 30 %. Naměřené výsledky naznačují rostoucí trend velikosti hloubky penetrace na zvyšující se dopadové rychlosti projektilu (Obr. 35) při zachování podobných materiálových charakteristik, tzn. obdobné pevnosti v tlaku. Významný vliv přídavku korundového kameniva je patrný v porovnání s vysokopevnostním betonem (HSC) s běžným kamenivem (Obr. 36). Velikost kráteru, vzniklého dopadem projektilu, je v případě vysokopevnostního betonu o více jak 220 % větší, než je tomu u směsi s korundovou náhradou.



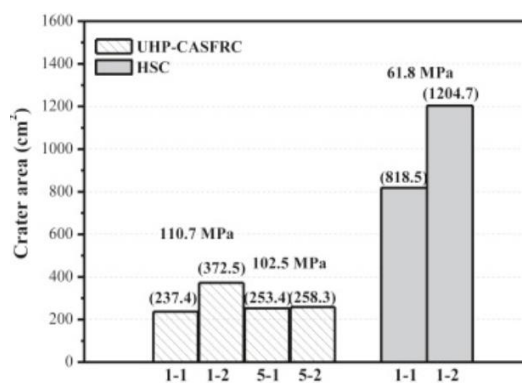
Obr. 33 Vliv velikosti zrna kameniva na výslednou plochu kráteru [64]



Obr. 34 Vliv velikosti zrna kameniva na hloubku penetrace [64]



Obr. 35 Vliv různé rychlosti projektilu na velikost hloubky penetrace [64]

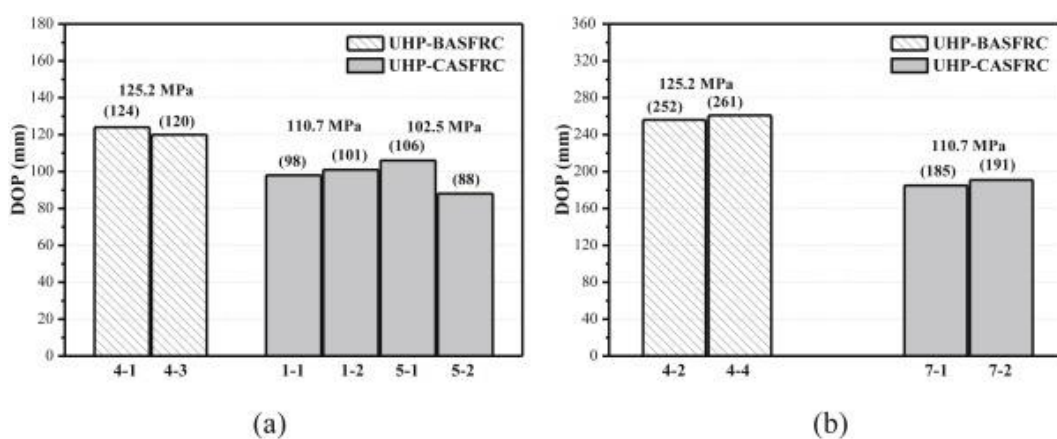


Obr. 36 Vliv korundového kameniva na velikost výsledné plochy kráteru [64]

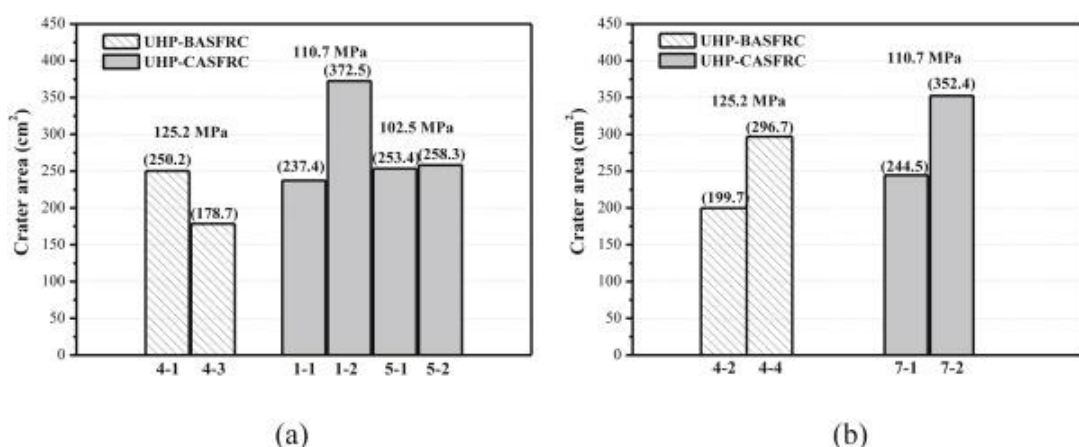
3.3.2 Čedič

Čedičové kamenivo je při návrhu betonu používáno velice často, a to hlavně díky svému přínosu z pohledu stabilizace záměsi, kdy snižuje segregaci jednotlivých složek a zlepšuje stálost zpracovatelnosti betonové směsi. Méně využívanou předností čedičového kameniva je jeho odolnost a tvrdost,

kdy na Mohsově stupnici dosahuje až hodnoty tvrdosti 7. Wu a kolektiv [64] ve své experimentální studii se kromě korundového kameniva zaměřovali i na vliv přidaného čedičového kameniva. Čedičové kamenivo nedosahuje takové tvrdosti jako korundové kamenivo, kdy na Mohsově stupnici je dělí 2 stupně tvrdosti, ale z ekonomického hlediska je čedič výrazně levnější a tím pádem i průmyslově dostupnější. Balistický test byl proveden na válcových vzorcích a penetrován projektily s průměrem 25,3 mm a rychlostmi od 510 m/s až po 850 m/s. Naměřená data ukazují obdobné závislosti jako u korundového kameniva, kdy rostoucí tlakové pevnosti betonu korelují se zvyšující se frakcí použitého čedičového kameniva (Obr. 37).



Obr. 37 Vliv druhu kameniva na velikost hloubky penetrace (a) $V_0=510$ m/s, (b) $V_0=850$ m/s [64]



Obr. 38 Vliv druhu kameniva na velikost vstupního kráteru (a) $V_0=510$ m/s, (b) $V_0=850$ m/s [64]

Oba grafy (Obr. 37) ukazují, že ve všech případech různých dopadových rychlostí je velikost hloubky penetrace u čedičového kameniva vždy vyšší, než je tomu u korundu. V případě dopadové rychlosti $V_0 = 510$ m/s je průměrná velikost hloubky penetrace s čedičovým kamenivem 122 mm. V případě korundového kameniva je průměrná hloubka penetrace projektilu 98 mm, což činí rozdíl přibližně 20 %. Avšak v případě dopadové rychlosti $V_0 = 850$ m/s je průměrná hloubka penetrace s čedičem 257 mm, respektive v případě korundového kameniva 188 mm. Zde je rozdíl hloubky penetrace v závislosti na použitém typu kameniva téměř 27 %. Při zvýšení dopadové rychlosti o 340 m/s došlo u čedičového kameniva o více jak zdvojnásobení hloubky penetrace, přičemž u korundového kameniva tomu bylo jen o 84 %.

Pozitivní vliv čedičového kameniva ve své práci studoval také Y. Peng a kolektiv [65]. Jejich práce se zabývala balistickou odolností kompozitních UHP-BASFRC vzorků s tloušťkou od 40 mm do 130 mm. Všechny vzorky byly penetrovány průbojně zápalnými projektily ráže 7,62 mm API. Délka projektilu byla 37,88 mm, hmotnost 10,4 g a průměrná ústňová rychlost činila 810 m/s. Kompozitní směs UHP-BASFRC obsahovala čedičové kamenivo o velikosti frakce 5–10 mm, objemové hmotnosti 2800 kg/m^3 a tlakové pevnosti kameniva 210 MPa. Přičemž tlaková pevnost celého kompozitu činila $f_c = 106,2$ MPa. Směs rovněž obsahovala 2 objemová procenta vysokopevnostních ocelových vláken s tahovou pevností 3000 MPa. Rozměry vláken, to znamená jejich průměr a délka, činily 0,175 mm a 13 mm. Detailnější složení směsi UHP-BASFRC je uvedeno v tabulce 6.

Experimentálně bylo ověřeno, že perforační limit, tzn. hraniční tloušťka vzorku, kdy již nevzniká výstupní kráter, pro dané složení UHP-BASFRC kompozitu je 77,2 mm. Naměřená data potvrzují rostoucí trend a závislost hloubky penetrace na celkové tloušťce testovaného vzorku [28–30]. Rovněž i velikost vstupního kráteru, respektive objem komolého kužele vzniklého dopadem projektilu, se s rostoucí tloušťkou desky zvětšuje. Tento jev se dá odůvodnit zvyšující se disipací energie v důsledku většího kladení odporu kompozitu, což má za důsledek větší fragmentaci a poškození na vstupní straně vzorku [18,19, 24]. Naopak velikost výstupního kráteru nevykazuje významnější závislost na tloušťce vzorku. Zde má naopak značný vliv velikost a druh

použitého kameniva, kdy na zadní části vzorku dochází při překročení tahové, respektive smykové pevnosti ke vzniku trhliny, která se však z velké části šíří ITZ zónou. Díky tomuto jevu může docházet k různě rozsáhlým a tvarově rozličným kráterům i při stejné rychlosti projektilu, tloušťce a složení vzorku.

Tabulka 6: Složení směsi UHP-BASFRC

Složení směsi	Hmotnostní poměr (kg/m ³)
Cement	450
Křemičitá moučka	75
Jemně mletá struska	150
Popílek	75
Křemičité mikropísky	750
Čedičové kamenivo	750
Voda	115
Plastifikátory	15
Ocelová vlákna	150

3.4 Zvyšování tahové pevnosti

V případě celkové perforace vzorku dochází k uvolnění značného množství fragmentů na zadní straně, které mají velký zraňující efekt. Mnohdy fragmenty mají více zraňující a zničující účinek, než je tomu u samotného projektily. Z tohoto důvodu je více než důležité se zabývat zvýšením tahové pevnosti, respektive přenesením smykových a tahových zatížení, obzvláště na výstupní straně zkoumaného tělesa [30, 31].

3.4.1 Tkaninové výztuže

Jako dobrá volba pro přenos tahového napětí se jeví textilie, a to ať už v podobě samostatných vláken nebo komplexních tkanin. Jednou z nejodolnějších a nejpevnějších průmyslově využívaných tkanin je Aramidové vlákno, které je více známo pod obchodní značkou Kevlar. Jedná se o lehké a pevné vlákno s vysokou schopností absorpce rázové energie, které se velmi

dobře hodí pro balistickou ochranu, například v podobě neprůstřelných vest. Jednou z velkých výhod tohoto vlákna je, že v případě kombinace s jiným materiálem díky své nízké hmotnosti nedojde k významnému navýšení celkové hmotnosti výsledné ochranné konstrukce. Několik výzkumů potvrdilo, že Aramid je vhodným materiálem pro kombinaci s betonovými konstrukcemi a pro zvýšení jejich absorpční kapacity při kvazi-statickém zatížení [66, 67]. Například Kim a kolektiv [68] se ve své práci zaměřili na testování cementového kompozitu vyztuženého makroaramidovými vlákny (AR-FRCC) a také na vzorky s textilní 3D distanční tkaninou při vysokých rychlostech deformací. Přestože 3D tkaniny (3D-TRCC) byly schopny absorbovat vyšší množství energie než vzorky AR-FRCC, absorpční kapacita 3D tkanin při rychlostech deformace přesahujících více než 100 s^{-1} razantně klesala.

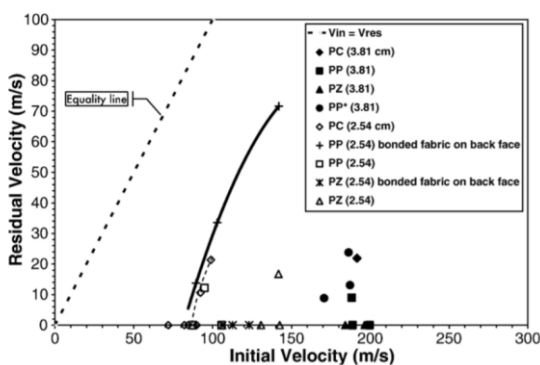
Alternativou k aramidovým vláknům jsou polymerní tkaniny, které nedosahují takových tahových pevností, ale z ekonomického pohledu jsou výrazně dostupnější. Fariborz Vossoughi a kolektiv [69] se ve svém výzkumu zabývali balistickou odolností betonu běžných pevností vyztuženého pouze polypropylenovými a zylonovými tkaninami. Velikost maximálního zrna kameniva byla 6,35 mm a vodní součinitel činil $w/c = 0,57$. Detailnější složení použité betonové směsi je uvedeno v tabulce 7.

Tabulka 7: Složení betonové směsi

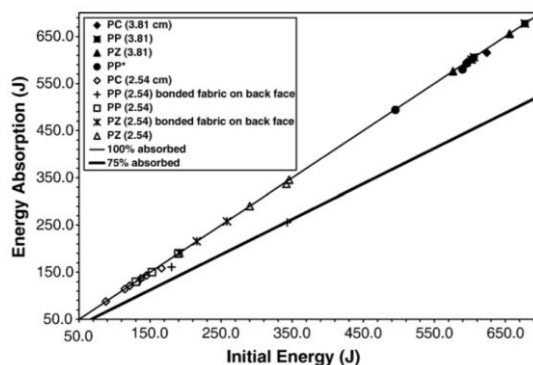
Složení směsi	Hmotnostní poměr (kg/m^3)
Cement	393
Hrubé kamenivo	695
Jemné kamenivo	918
Voda	227

Testované vzorky měly rozdílnou tloušťku od 2,54 cm až po 3,81 cm, avšak během výroby testovacích těles nebylo dosaženo potřebné technologické kázně a vzorky s plánovanou tloušťkou 2,54 cm měly rozměry od 2,16 cm do 2,79 cm. Spojení tkaniny a betonového vzorku bylo zajištěno pouze za pomoci kohezních sil matrice s tkaninou. Tzn. tkaniny byly při betonáži volně uloženy

do formy a nebyly nijak propojovány s matricí. Experimentální měření ukázalo schopnost vysoké absorpce energie u všech testovaných vzorků. Téměř u všech vzorků (Obr. 39) byla naměřena residuální rychlost projektilu nulová nebo nižší než 30 m/s, přičemž zraňující či zničující efekt projektilu při takto nízké rychlosti je již minimální. U některých vzorků došlo k delaminaci tkaniny a matrice vzorku, avšak obecně lze říct, že data podporují korelaci mezi ústovou a residuální rychlostí projektilu. Přičemž, čímž vyšší je ústová rychlost, tím vyšší byla naměřena i residuální rychlost, rovněž však v závislosti na tloušťce testovaného vzorku. Obdobně můžeme v grafu (Obr. 40) vidět závislost mezi ústovou energií projektilu a energií absorbovanou testovaným vzorkem, kde vidíme relativně konzistentní zůstatky energie. Z naměřených dat lze také vyčíst největší snížení rychlosti a nejvyšší absorpci energie v případě použité zylonové tkaniny, která dosáhla oproti polypropylenovým tkaninám lepších hodnot u všech tloušťek testovaných vzorků.



Obr. 39 Poměr mezi residuální a ústovou rychlostí projektilu [69]



Obr. 40 Poměr mezi absorpcí energie vzorku a ústovou energií projektilu [69]

Další určitou alternativou k aramidovým nebo polymerním tkaninám je využití uhlíkových a obdobných kompozitních vláken, které se nejčastěji používají v podobě sítí. U takovýchto sítí je zcela zásadním aspektem velikost jeho ok, respektive vzdálenosti dvou sousedních linií. Principiálně takováto síť však pomáhá spíše z makroskopického hlediska a není schopna plně zajistit tahovou odolnost v celé ploše vzorku a tím přenést zatížení od nárazu projektilu. Pro zajištění přenosu i bodového rázového zatížení je vhodné toto konstrukční řešení kombinovat například s některou z výše uvedených tkanin. Určitý přínos

tyto sítě mohou mít u konstrukcí s větší tloušťkou, kdy dochází k roznosu dopadové energie na větší plochu a tím pádem je negativní aspekt velikosti ok sítě značně snížen. Využitím uhlíkových výztužných sítí (CFRP) jako opatření pro zvýšení balistické odolnosti betonových konstrukcí se ve své práci zabýval T. Almusallam a kolektiv [70]. Testovací vzorky měly rozměry 600 mm × 600 mm × 90 mm a velikost ok CFRP sítí byla 100 mm × 100 mm, přičemž průměr jednoho prutu činil 8 mm. V rámci testování bylo zjištěno, že oproti nevyztuženým vzorkům a při použití projektilu o průměru 40 mm bylo dosaženo zvýšení perforační energie o téměř 57 % a mezní balistické rychlosti o 18 %.

4 Experimentální kampaň

4.1 Návrh složení směsí UHPSFRC

Správná optimalizace kompozitní směsi se zohledněním finanční efektivity a rovněž i v tomto případě balistické odolnosti je zásadní podmínkou pro uplatnění v praxi. Využití ultra vysokopevnostních nebo vysokohodnotných silikátů je v České republice stále v začátcích. Tento vyspělý materiál se zatím používá spíše pro výrobu menších prvků a téměř výlučně pro stavební prvky, jako jsou například fasádní panely, obrubníky, mostní římsy nebo ztracená bednění [71]. Občasné výjimky tvoří menší lávky a předepnuté nosníky, nicméně jejich cena a složitost výroby stále převyšují jejich benefity. Správná optimalizace vstupních surovin reflektující jejich cenové hladiny sníží finanční náročnost tohoto druhu silikátového kompozitu a tím umožní jeho větší využitelnost v průmyslu. Pro zjednodušení této dílčí úlohy byl kladen důraz na nalezení co nejvhodnější křivky zrnitosti. Bylo zvoleno základní složení směsi, kde kromě mikropísků ostatní složky, jako jsou příměsi a přísady, zůstaly neupraveny, a to jak z pohledu druhu materiálu, tak i z pohledu jejich poměrového zastoupení v záměsi. Jedním ze základních předpokladů odpovídající vysoké tlakové pevnosti vysokohodnotných betonu je jejich kompaktnost a celistvost. Jedna z hlavních možností, jak tohoto atributu dosáhnout, je použití kameniva, respektive plniva s velikostí zrn do 1–2 mm [11]. V takovém případě lze použít jen velmi malé frakce kameniva, jako je například čedič nebo korund, anebo již hovoříme o pískách. V tomto případě velikosti zrn i běžně používaných frakcí písků se pohybují kolem 4 až 8 mm, přičemž někteří výrobci jsou schopni nabídnout i frakci 0/2 mm. Z tohoto důvodu se běžněji používají pro vysokopevnostní a vysokohodnotné ultra betony technické a sklářské písky, kde velikost zrna se standartně pohybuje od 0,1 až 1,6 mm. Značnou nevýhodou těchto jemných písků je jejich vysoká pořizovací cena.

V rámci této dílčí etapy bylo zhotoveno 6 kompozitních záměsí s rozdílnými křivkami zrnitosti, použitými frakcemi, druhy kameniva a písků (Tabulka 8). Z důvodu přesnosti byla u písku frakce 0/2 a později i u frakce 0/4 mm provedena kontrolní zkouška granulometrie, která byla následně porovnána s daty

udávanými výrobcem v technických a produkčních listech (Tabulka 9–10).
V rámci návrhu všech záměsí byly použity následující druhy kameniva a písků.

Tabulka 8: Použité frakce kameniva, písků a mikropísků

Typ plniva	Velikost zrna [mm]
Kamenivo	
Křemenný písek 0/2	0 – 2
Mikropísky	
ST 1/6	0,1 – 0,6
ST 3/8	0,3 – 0,8
ST 6/12	0,6 – 1,2

Tabulka 9: Kontrolní zkouška granulometrie pro frakci 0-2 mm (navážka 306,46 g)

Frakce kameniva [mm]	Nadsítné [g]	Procentuální rozdělení [%]	Procentuální zastoupení dle dat výrobce [%]
4	0	0	0
2	30,59	9,98	8,90
1	51,67	16,86	21,70
0,5	162,39	52,99	39,10
0,25	48,01	15,67	25,00
0,125	7,46	2,43	3,50
0,063	4,83	1,58	1,10
< 0,063	0,33	0,11	0,70

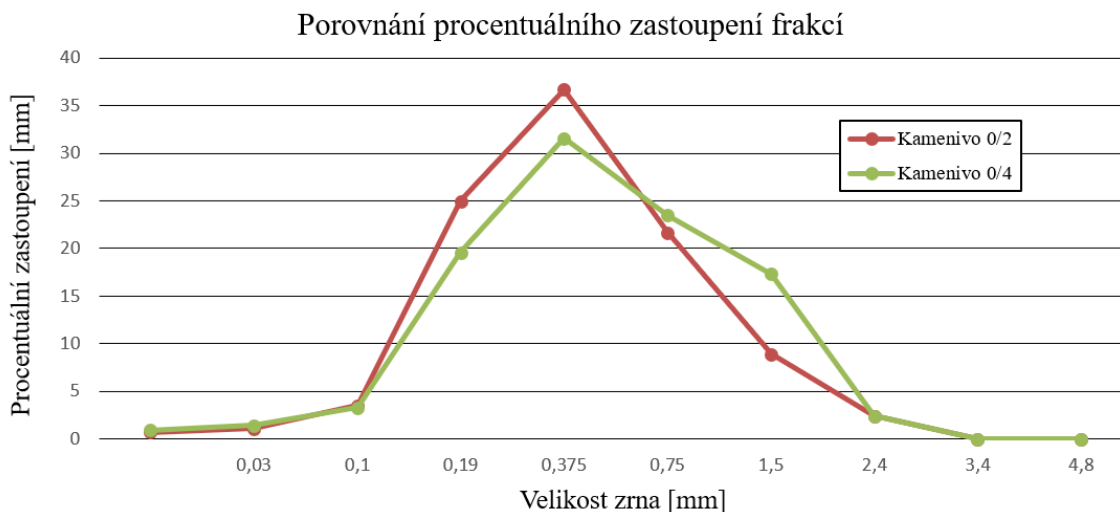
Tabulka 10: Kontrolní zkouška granulometrie pro frakci 0-4 mm (navážka 297,84 g)

Frakce kameniva [mm]	Nadsítné [g]	Procentuální rozdělení [%]	Procentuální zastoupení dle výrobce [%]
4	0,17	0,06	2,40
2	39,95	13,41	17,30
1	68,64	23,05	23,50
0,5	131,89	44,28	31,60
0,25	48,84	16,40	19,60
0,125	5,67	1,90	3,30
0,063	2,05	0,69	1,40
< 0,063	0,15	0,05	0,90

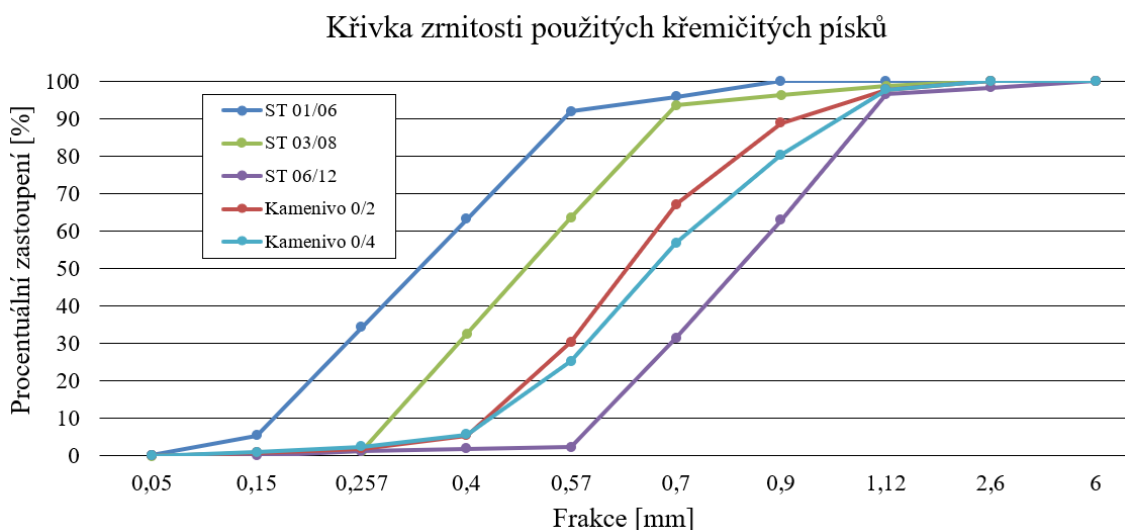
Data z kontrolních zkoušek granulometrie pro písky frakcí 0/2 mm, respektive 0/4 mm, při porovnání z technickými listy výrobce vykazovaly určité rozdílnosti, obzvláště z pohledu rovnoměrnosti rozdělení granulometrické křivky. Oba druhy písků vykazovaly dle kontrolní zkoušky vyšší obsah zrn pro frakci 0,5 mm na úkor sousední frakce 0,25 mm a frakce 1 mm u písku 0/2 mm, respektive frakce 2 mm u písku 0/4 mm. Ostatní hodnoty naměřených podsítných, respektive nadsítných přibližně korelovaly s deklarovanými hodnotami od výrobce.

V případě shodného těžebního ložiska lze předpokládat, že písek 0/2 mm by měl být podmnožinou frakce 0/4 mm, respektive splňovat stejnou křivku zrnitosti, vyjma intervalu 2–4 mm. Data z grafu procentuálního zastoupení jednotlivých velikostí zrn pro obě frakce použitých písků, tzn. frakce 0/2 mm a 0/4 mm (Obr. 41), však ukazují, že rozdíl v intervalu zrn mezi 2–4 mm je naopak zcela zanedbatelný. Z ekonomického hlediska by tedy bylo vhodnější použít levnější variantu v podobě písků frakce 0/4 mm, přičemž prodejní cena se může lišit i o více jak 27% [72]. Použití frakce 0/2 mm je vhodnější pouze z pohledu většího zastoupení jemných částic v intervalu 0,15–0,55 mm, přičemž je zde vyšší pokles obsahu frakcí s velikostí zrna od 1–2,2 mm. Cenový rozdíl a přínos v podobě většího obsahu jemnějších frakcí je již otázkou samotného návrhu betonové směsi, respektive záleží na účelu použití navrhovaného kompozitu.

Mimo jiné i z tohoto důvodu se budoucí výzkum bude zabývat využitím běžných a ekonomicky co nejefektivnějších druhů písků a kameniva, jako jsou např. frakce 0/4 mm, 2/5 mm apod.



Obr. 41 Porovnání procentuálního zastoupení frakcí pro kameniva 0/2 mm a 0/4 mm



Obr. 42 Křivka zrnitosti jednotlivých druhů písků

V grafu (Obr. 42) jsou znázorněny křivky zrnitosti pro tři použité typy mikropísků a pro dva typy kameniva frakcí 0/2 mm a 0/4 mm. Z důvodů rozdílných údajů křivek zrnitostí od výrobců, respektive jiných středních hodnot a intervalů velikosti zrn, bylo u mikropísků lineárně aproximováno jejich procentuální zastoupení pro každou frakci v závislosti na střední hodnotě. I přesto tuto aproximaci je zřejmé, že běžné písky frakcí 0/2 mm a 0/4 mm obsahují velké

množství jemných částic, které jsou důležité pro vysokou tlakovou pevnost zatvrdlého kompozitu [11]. Střední hodnoty dílčích velikostí zrn obou frakcí se nachází přibližně ve středu intervalu mezi mikropísky ST 03/08 a ST 06/12, což vede k možnosti optimalizace celkové zrnitosti kombinací jednotlivých typů písků dle potřeby.

Tabulka 11: Orientační ceny písků a mikropísků dle jednotlivých frakcí

Typ plniva	Velikost zrna [mm]	Cena [Kč/kg]
Písky		
Křemenný písek 0/2	0 – 2	0,199 ¹
Křemenný písek 0/4	0 – 4	0,145 ¹
Mikropísky		
ST 01/06	0,1 – 0,6	6,00 ²
ST 03/08	0,3 – 0,8	6,00 ²
ST 06/12	0,6 – 1,2	6,00 ²

¹ orientační cena kameniva frakce 0/2 mm a 0/4 mm [72]

² orientační cena mikropísků ST 01/06, ST 03/08, ST 06/12 [74]

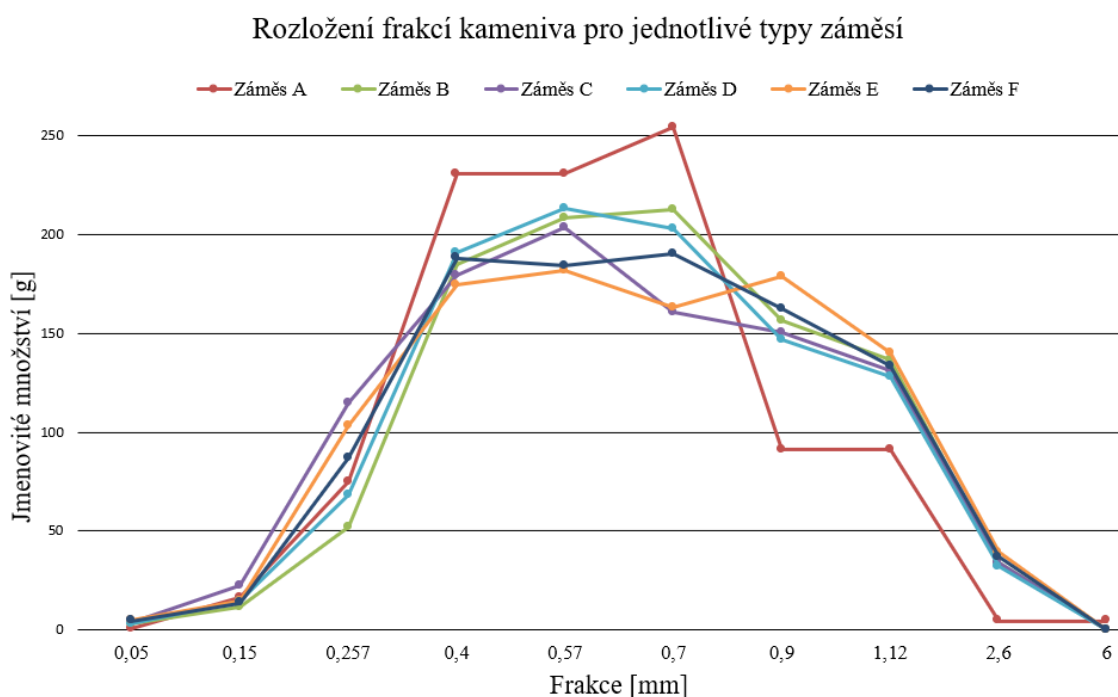
V tabulce 11 jsou uvedeny orientační ceny jednotlivých druhů písků a mikropísků. Ačkoli ceny jsou orientační a mohou se dle jednotlivých výrobců lišit, je rozdíl mezi písky frakcí 0/2 mm, respektive 0/4 mm a mikropísky až 30 násobný, přičemž i běžné písky obsahují část jemných frakcí výrazně dražších mikropísků.

Návrh samotné směsi je komplexní proces zahrnující více na sebe navazujících kroků. U běžného betonu lze využít značný počet přístupů, ať už empirických, tak i analytických, avšak návrh receptury UHPC kompozitu většinou stále vychází z experimentálního návrhu. Běžné metody, jako je například návrh dle vodního součinitele, již vybočují zcela mimo okrajové podmínky, přičemž nejsou schopny obsáhnout vliv dnes používaných superplastifikátorů a aktivních příměsí [11, 73]. Návrh všech směsí a optimalizace křivek zrnitosti použitých v této práci rovněž vychází ze zkušeností a experimentálních návrhů použitých v Experimentálním centru Fakulty stavební

ČVUT. Všechny záměsi vycházely ze stejného celkového složení a obsahu jemných písku použitých v rámci referenční záměsi. Detailní složení směsi je uvedeno v kapitole 4.2.1 (Tabulka 14), přičemž jako jedinou proměnou bylo zvoleno kamenivo, respektive složení a granulometrie písků a mikropísků. V tabulce 12 jsou uvedeny navržené hmotnostní poměry na 1 kg použitého kameniva a písků pro jednotlivé záměsi.

Tabulka 12: Poměry použitého kameniva a mikropísků pro jednotlivé záměsi

Název složení	Použitý druh kameniva a mikropísků [g/kg]			
	ST 01/06	ST 03/08	ST 06/12	Kamenivo 0/2 mm
Záměs A	250,0	500,0	250,0	–
Záměs B	–	333,3	–	666,7
Záměs C	333,3	–	–	666,7
Záměs D	100,0	293,0	–	607,0
Záměs E	105,3	175,4	122,8	596,5
Záměs F	103,4	241,4	120,7	534,5



Obr. 43 Rozložení frakcí kameniva pro jednotlivé záměsi

V grafu (Obr. 43) je znázorněno rozložení obsahu granulometrie jednotlivých záměsí v závislosti na velikosti zrn. Dílčí body jsou vzájemně propojeny, díky čemuž je vyznačena zjednodušená obálka obsažených frakcí na 1 kg kameniva. V grafu je vidět určitá disproporce rozložení obsahu zrn v případě záměsi A, která se skládá pouze z mikropísků a obsahuje nejvyšší množství zrn v intervalu do 0,3 mm do 0,75 mm. Nejnižší průměrná hodnota ostatních křivek v tomto intervalu dosáhla 73,3 % záměsi A, přičemž záměs B se lišila pouze o 11,1 % obsahu frakce 0,7 mm. V ostatních případech, kdy bylo použito i kamenivo frakce 0/2 mm, mají křivky oblejší tvaru, tzn. naopak disponují větším obsahem zrn v krajních intervalech od 0,15 mm do 0,25 mm a od 0,75 mm do 3,0 mm. Nejvyšší rozdíl byl zjištěn u frakcí 0,9 mm a 1,12 mm, kdy se jednalo v případě záměsi A o 57,6 %, respektive 31,6 % průměrné hodnoty ostatních rozložení. V tabulce 13 jsou uvedeny nákladové částky na 1 kg, respektive 1 m³ navrženého složení plniva dle proporčních poměrů použitých mikropísků a kameniva frakce 0/2 mm. Cena je vypočtena dle dat z tabulky 12. Výsledné částky se samozřejmě odvíjí od aktuální ekonomické situace a prodejních cen jednotlivých výrobců, je však zřejmé, že kombinací běžného kameniva frakce 0/2 mm a mikropísků lze docílit snížení pořizovací ceny od 41 % až po téměř 65 %.

Tabulka 13: Poměry použitého kameniva a mikropísků pro jednotlivé záměsi

Název složení	Cena [Kč/kg]	Cena [Kč/m ³]	Procentuální poměr [%]
Záměs A	6,00	7 350	100,0
Záměs B	2,13	2 609	35,5
Záměs C	2,13	2 609	35,5
Záměs D	2,48	3 038	41,3
Záměs E	2,54	3 112	42,3
Záměs F	2,90	3 553	48,3

4.2 Výroba vzorků

4.2.1 Vzorky UHPSFRC

Všechny zhotovené záměsi vycházely ze stejné referenční směsi i ze stejného hmotnostního poměru kameniva, respektive písků. Proměnou tvořily pouze druhy jednotlivých frakcí a typu materiálu. Referenční směs vždy obsahovala rychlovačný cement třídy 52,5 R, shodné množství křemičité moučky, mikrosiliky, superplastifikátoru a rozptýlenou výztuž v podobě ocelových vláken. Složení referenční směsi je uvedeno v tabulce 14.

Tabulka 14: Složení referenční směsi s definovaným poměrem kameniva

Složení směsi	kg/m ³	Hmotnostní poměry
Cement CEM I 52,5 R	695	1
Příměsi	270	0,39
Jemné písky	1225	1,76
Voda	165	0,24
Plastifikátory	40	0,06
Ocelová vlákna	120	0,17

U všech druhů záměsí byl dodržen stejný postup výroby, kdy nejprve byly do míchačky vloženy jemné složky, tzn. mikrosilika, cement, křemičitá moučka a jednotlivé druhy písků a kameniva. Všechny složky byly společně homogenizovány po dobu 5 minut. Následně byla přidána voda a superplastifikátory a opět byla záměs 5 minut míchána. Dávka vody byla vždy regulována s ohledem na reologické vlastnosti a okrajové podmínky, jako je vlhkost stěn míchačky, vlhkost kameniva apod. Ve třetím kroku byla přidána ocelová vlákna, která byla dalších 5 minut homogenizována. Ocelová vlákna byla do směsi dávkována v množství 1,5 % z objemu záměsi. Z důvodu dobré zpracovatelnosti byla směs navržena jako samozhutnitelná, tudíž jí bylo možné do forem vylévat bez nutnosti směs dále vibrovat. Testovací vzorky pro balistické testy měly rozměry 300 mm × 400 mm a tloušťka byla 50 mm. Vzorky byly v bedněti ponechány 24 hodin po betonáži a následně po odbednění byly

uloženy do nádob s vodou o teplotě 20 °C po dobu 27 dní. Pro zjištění mechanických parametrů byly použity trámce o velikosti 40×40×160 mm. Tyto trámce byly použity záměrně, a to z důvodu co největší korelace s výsledky z balistických testů, kdy testované vzorky disponovaly tloušťkou 5 cm. Použití standartních trámců o rozměrech 100×100×400 mm by nezohlednilo tzv. „stěnový efekt“, popřípadě tzv. „size-effect“, který může naměřené hodnoty ovlivnit i o více jak 15 % [75]. Konkrétní postup zkoušení těchto těles lze nalézt v normě pro testování cementu ČSN EN 196–1 [76].

4.2.2 Vzorky UHPSFRC s korundovým kamenivem

U testovacích vzorků pro zvýšení tvrdosti ultra vysokopevnostního kompozitu byl jako náhrada za křemičité frakce mikropísků zvolen umělý bílý korund (Obr. 12). Hlavními důvody byla jeho rázová houževnatost a jeho velmi vysoká tvrdost, která se dle Mohsovy stupnice tvrdosti řadí k nejtvrdějším materiálům na Zemi. Na desetistupňové škále je tento materiál hodnocen číslem 9. Pro porovnání, křemičité sloučeniny, respektive běžně používané křemičité kamenivo má tvrdost o dva stupně nižší, tzn. dle stupnice je jeho tvrdost označena číslem sedm.



Obr. 44 Korund frakce 3-5 mm

V rámci parametrického porovnání přínosu korundového kameniva, jakožto náhrady křemičitých frakcí mikropísků, bylo zvoleno pět druhů kompozitních záměsí. V tabulce 15 lze vidět složení referenční směsi bez přídavku korundového kameniva. U dalších směsí (Tabulka 16–20) lze vidět rostoucí množství korundového kameniva, které nahrazovalo hmotnostně jemné písky v poměru přibližně 10, 15, 20, 25 a 30 %. Ostatní složky směsi byly zachovány a

byly pouze korigovány dle reologických vlastností zhotovených záměsí. Všechny záměsi obsahovaly shodně cement typu CEM I 52,5 R, stejné typy příměsí, tzn. jemný filler v podobě mikrosiliky a křemičité moučky o velikosti středního zrna 6 μm . Použité mikropísky se skládaly z více frakcí o velikosti středního zrna od 0,36 μm do 0,93 μm , tzn. rozsah zrnitosti se pohyboval od 0,1 mm a největší velikost zrna nepřesáhla hodnotu 1,25 mm. Dále byla použita vysokopevnostní ocelová vlákna ošetřena povrchovou mosaznou úpravou s mezí kluzu více jak 3000 MPa. Zvolená vlákna měla průměr 0,15 mm a jejich délka byla 13 mm. Použité korundové kamenivo bylo pouze frakce 3 až 5 mm a vodní součinitel (w/c) byl stanoven v poměru 0,30, respektive 0,31. Podrobnější složení směsí je uvedeno v tabulkách 16–20.

Tabulka 15: Složení referenční směsi UHPSFRC

Složení směsi	kg/m ³	Hmotnostní poměry
Cement CEM I 52,5 R	695	1
Příměsi	270	0,39
Jemné písky	1225	1,76
Voda	205	0,30
Plastifikátory	17	0,025
Ocelová vlákna	120	0,17

Tabulka 16: Složení směsi UHPSFRC s 10 % náhradou korundovým kamenivem

Složení směsi	kg/m ³	Hmotnostní poměry
Cement CEM I 52,5 R	695	1
Příměsi	270	0,39
Jemné písky	1105	1,59
Voda	205	0,30
Plastifikátory	17	0,025
Ocelová vlákna	120	0,17
Korundové kamenivo	120	0,17

Tabulka 17: Složení směsi UHPSFRC s 15 % náhradou korundovým kamenivem

Složení směsi	kg/m ³	Hmotnostní poměry
Cement CEM I 52,5 R	695	1
Příměsi	270	0,39
Jemné písky	1044	1,50
Voda	208	0,30
Plastifikátory	17	0,025
Ocelová vlákna	120	0,17
Korundové kamenivo	181	0,26

Tabulka 18: Složení směsi UHPSFRC s 20 % náhradou korundovým kamenivem

Složení směsi	kg/m ³	Hmotnostní poměry
Cement CEM I 52,5 R	695	1
Příměsi	270	0,39
Jemné písky	986	1,42
Voda	210	0,30
Plastifikátory	17	0,025
Ocelová vlákna	120	0,17
Korundové kamenivo	239	0,34

Tabulka 19: Složení směsi UHPSFRC s 25 % náhradou korundovým kamenivem

Složení směsi	kg/m ³	Hmotnostní poměry
Cement CEM I 52,5 R	695	1
Příměsi	270	0,39
Jemné písky	928	1,34
Voda	213	0,31
Plastifikátory	17	0,025
Ocelová vlákna	120	0,17
Korundové kamenivo	297	0,40

Tabulka 20: Složení směsi UHPSFRC s 30 % náhradou korundovým kamenivem

Složení směsi	kg/m ³	Hmotnostní poměry
Cement CEM I 52,5 R	695	1
Příměsi	270	0,39
Jemné písky	850	1,23
Voda	215	0,31
Plastifikátory	17	0,025
Ocelová vlákna	120	0,17
Korundové kamenivo	375	0,54

Proces míchání záměsi byl opět obdobný jako u předchozích vzorků UHPSFRC bez korundové náhrady. Nejprve byla smíchána mikrosilika, jemné písky, cement, křemičitá moučka a všechny složky byly společně homogenizovány po dobu 5 minut. Ve druhém kroku byla přidána voda a stavební chemie a opět byla směs po dobu dalších 5 minut míchána. Následně po propojení všech složek byla přidána ocelová vlákna, která byla dalších 5 minut rozměňována v čerstvé směsi. Ocelová vlákna byla do směsi dávkována v množství 1,5 % z objemu záměsi. V posledním kroku bylo přidáno hrubší korundové kamenivo a směs byla opět homogenizována. Tento postup byl zvolen i vzhledem k vysoké tvrdosti korundové kameniva. Případné vložení tohoto kameniva do mísícího zařízení v prvním kroku, kdy záměs je v suchém stavu, může mít za následek poškození a opotřebení vnitřního obložení míchačky nebo v některých případech i její zaseknutí. Testovací vzorky pro balistické testy měly rozměry 300 mm × 400 mm a jejich tloušťka byla 50 mm. Vzorky byly po 24 hodin od betonáže odbedněny a následně uloženy do nádob s vodou o teplotě 20 °C po dobu 27 dní. Celkově bylo vyrobeno 18 vzorků desek určených pro balistické zkoušky a trámce o rozměrech 160×40×40 mm určených pro zjištění mechanických parametrů.

4.2.3 Vzorky UHPSFRC s čedičovým kamenivem

Druhou variantou pro zvýšení tlakové odolnosti a tvrdosti kompozitu bylo použito čedičové kamenivo o frakci 0–4 mm a 2–5 mm (Obr. 45, Obr. 46).

Hlavními důvody byla jeho schopnost vysoké absorpce rázového zatížení a jeho velmi vysoká tvrdost. Dle Mohsovy stupnice tvrdosti je na desetistupňové škále tento materiál hodnocen číslem 8. Čedičové kamenivo nedosahuje tedy takové tvrdosti, jako v případě korundu, ale stále je jeho tvrdost vyšší než u běžného křemičitého kameniva, a zároveň je z ekonomického hlediska výrazně levnější, než je tomu u korundového kameniva.



Obr. 45 Čedičové kamenivo – frakce 0/4 mm Obr. 46 Čedičové kamenivo – frakce 2/5 mm

Tabulka 21: Složení referenční směsi UHPSFRC

Složení směsi	kg/m ³	Hmotnostní poměry
Cement CEM I 52,5 R	695	1
Příměsi	270	0,39
Jemné písky	1225	1,76
Voda	205	0,30
Plastifikátory	17	0,025
Ocelová vlákna	120	0,17

Tabulka 22: Složení směsi UHPSFRC s 10 % náhradou čedičovým kamenivem

Složení směsi	kg/m ³	Hmotnostní poměry
Cement CEM I 52,5 R	695	1
Příměsi	270	0,39
Jemné písky	1105	1,59
Voda	205	0,33
Plastifikátory	14	0,02
Ocelová vlákna	120	0,17
Čedičové kamenivo	125	0,18

Tabulka 23: Složení směsi UHPSFRC s 15 % náhradou čedičovým kamenivem

Složení směsi	kg/m ³	Hmotnostní poměry
Cement CEM I 52,5 R	695	1
Příměsi	270	0,39
Jemné písky	1045	1,51
Voda	205	0,34
Plastifikátory	14	0,02
Ocelová vlákna	120	0,17
Čedičové kamenivo	185	0,26

Tabulka 24: Složení směsi UHPSFRC s 20 % náhradou čedičovým kamenivem

Složení směsi	kg/m ³	Hmotnostní poměry
Cement CEM I 52,5 R	695	1
Příměsi	270	0,39
Jemné písky	985	1,42
Voda	205	0,34
Plastifikátory	14	0,02
Ocelová vlákna	120	0,17
Čedičové kamenivo	245	0,35

Tabulka 25: Složení směsi UHPSFRC s 25 % náhradou čedičovým kamenivem

Složení směsi	kg/m ³	Hmotnostní poměry
Cement CEM I 52,5 R	695	1
Příměsi	270	0,39
Jemné písky	925	1,33
Voda	245	0,35
Plastifikátory	14	0,02
Ocelová vlákna	120	0,17
Čedičové kamenivo	305	0,44

Tabulka 26: Složení směsi UHPSFRC s 30 % náhradou čedičovým kamenivem

Složení směsi	kg/m ³	Hmotnostní poměry
Cement CEM I 52,5 R	695	1
Příměsí	270	0,39
Jemné písky	865	1,24
Voda	245	0,35
Plastifikátory	14	0,02
Ocelová vlákna	120	0,17
Čedičové kamenivo	365	0,53

V tabulkách výše lze opět vidět složení referenční směsi a detailní obsah čedičových záměsí (Tabulka 21–26), kdy jemné písky byly nahrazeny, stejně jako v kapitole 4.2.2, čedičovým kamenivem v poměru přibližně 10, 15, 20, 25 a 30 %. Ostatní složky směsi byly zachovány a pouze byla korigovaná voda dle reologie záměsí. Všechny směsi obsahovaly stejný cement typu CEM I 52,5 R, identické typy příměsí, tzn. křemičitou mikrosiliku a křemičitou moučku o velikosti středního zrna 6 µm. Použité mikropísky se skládaly z více frakcí o velikosti středního zrna od 0,36 µm do 0,93 µm, tzn. rozsah zrnitosti se pohyboval od 0,1 mm a největší velikost zrna nepřesáhla hodnotu 1,25 mm. Opět byla použita stejná vysokopevnostní ocelová vlákna ošetřena mosaznou povrchovou úpravou s mezí kluzu 3000 MPa. Použitá vlákna měla průměr 0,15 mm a jejich délka byla 13 mm. Vodní součinitel (w/c) se měnil v závislosti na dané směsi, přičemž jeho hodnota se pohybovala v intervalu od 0,30 do 0,35 (Tabulka 21–26). Proces míchání záměsí byl opět obdobný jako u předchozích vzorků UHPSFRC s korundovým kamenivem s tím rozdílem, že tentokrát bylo možné čedič vložit do míchačky již na začátku s mikrosilikou, jemnými písky, cementem a křemičitou moučkou. Všechny složky byly společně míchány po dobu 5 minut a následně byla přidána voda a přísady a opět byla směs po dobu dalších 5 minut homogenizována. V dalším kroku následovalo přidání ocelových vláken, která byla dalších 5 minut rozměňována ve směsi. Ocelová vlákna byla do směsi dávkována v množství 1.5 % z objemu záměsí. Testovací vzorky pro balistické testy měly rozměry 300 mm × 400 mm a jejich tloušťka byla 50 mm. Vzorky byly po 24 hodin

od betonáže odbedněny a následně uloženy do nádob s vodou o teplotě 20 °C po dobu 27 dní. Celkově bylo vyrobeno 12 vzorků desek určených pro balistické zkoušky a trámce o rozměrech 160×40×40 mm určených pro zjištění mechanických parametrů.

4.2.4 Vzorky UHPSFRC s výztužnými tkaninami

Pro vzorky s výztužnými tkaninami byla použita směs ultra vysokohodnotného betonu vyztuženého ocelovými vlákny s kamenivem o maximální velikosti zrna 2 mm. Směs obsahovala cement typu CEM I 52,5 R a vodní součinitel (w/c) byl stanoven na hodnotu 0,24. Podrobnější složení směsi je uvedeno v tabulce 27.

Tabulka 27: Složení UHPSFRC s výztužnými tkaninami

Složení směsi	kg/m ³	Hmotnostní poměry
Cement CEM I 52,5 R	695	1
Příměsi	270	0,39
Jemné písky	1225	1,76
Voda	165	0,24
Plastifikátory	40	0,06
Ocelová vlákna	120	0,17

Během míchání záměsi byl dodržen následující postup. Nejprve byla smíchána mikrosilika, jemné písky, cement, křemičitá moučka a všechny složky byly společně homogenizovány po dobu 5 minut. Následně byla přidána voda a superplastifikátory a opět byla záměs 5 minut míchána. V posledním kroku byla přidána ocelová vlákna, která byla také promíchávána po dobu 5 minut. Ocelová vlákna byla do směsi dávkována v množství 1,5 % z objemu záměsi. Toto procentuální množství bylo zvoleno jako nejvhodnější z pohledu zpracovatelnosti směsi a velikosti nárůstu tahové pevnosti ztvrdlého betonu [77, 78]. Tahová pevnost ocelových vláken s mosaznou povrchovou úpravou je dle údajů od výrobce 3000 MPa. Z důvodu dobré zpracovatelnosti byla směs navržena jako samozhutnitelná, tudíž jí bylo možné do forem vylévat bez nutnosti

směs dále vibrovat. Předpokládá se, že ocelová vlákna se ve směsi rozmístí rovnoměrně a tudíž lze uvažovat stejné vlastnosti a parametry v celém vzorku.

Testovací vzorky pro balistické testy měly rozměry 300 mm × 400 mm a tloušťka byla 50 mm. Vzorky byly v bedně ponechány 24 hodin po betonáži a následně po odbednění byly uloženy do nádob s vodou o teplotě 20 °C po dobu 27 dní. Celkově bylo vyrobeno 12 vzorků s výše zmíněnými rozměry, které byly vyztuženy aramidovými tkaninami. Pro vyztužení testovacích vzorků byly do bedně vkládány čtyři typy aramidových tkanin s objemovou hmotností 1440 kg/m³ a modulem pružnosti 3,9 MPa. Nejprve byly tkaniny vloženy do bedně, poté upevněny (Obr. 47) a následně byla do nich odlita betonová směs. Každá tkanina se skládala z přední a zadní strany, přičemž každá z nich byla tvořena jednou nebo dvěma vrstvami aramidových vláken. Tyto dvě strany byly spolu vždy propojeny, a to buď liniíovou vazbou (Obr. 48), tzn. že skrze celou tloušťku testovacího vzorku procházela aramidová vrstva. To způsobilo rozdělení vzorku na několik prismatických částí ohraničených tkaninou a propojených vrstvou cementové kaše. Druhým typem spoje byla segmentová vazba (Obr. 49), která v půlce tloušťky vzorku fungovala stejně jako liniíová vazba, ale ve druhé půlce byla tvořena jen volně tkanou vazbou. Díky tomu mohla směs protéct do všech částí vyztužné tkaniny, respektive formy. Třetím typem spoje byla bodová vazba (Obr. 50), která spojovala jednotlivé vrstvy pouze jednotlivými aramidovými nitěmi. Díky tomuto lokálnímu typu spojení bylo možné uložit směs do bedně nejlépe a nejrychleji. Jednotlivé typy tkanin, respektive druhy jejich propojení jsou uvedeny v tabulce 28.



Obr. 47 Upevnění tkaniny do formy

Tabulka 28: Typy výztužných tkanin

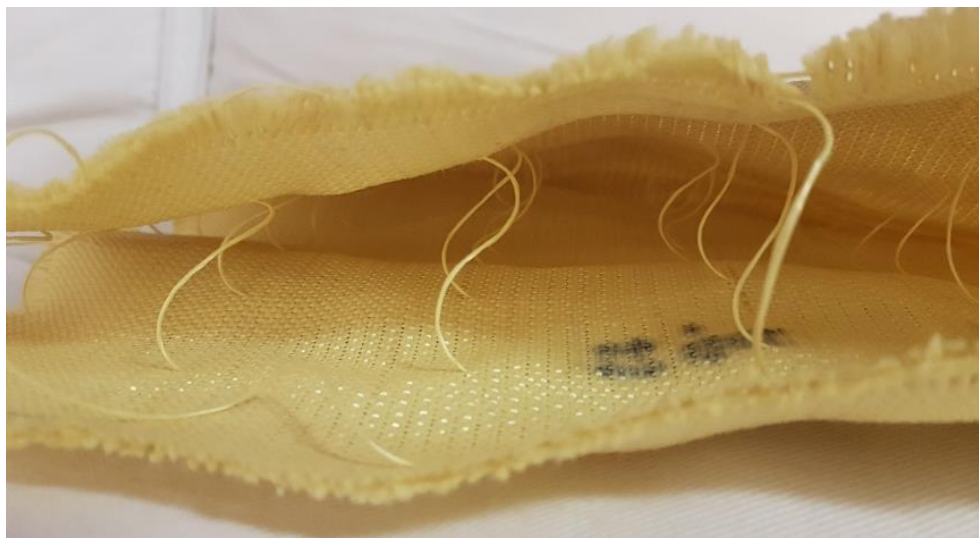
Typ výztužné tkaniny	Počet vrstev	Druh spojování
P-221	1	Bodově
G-154	2	Liniově
D-2155	2	Segmentově
D-2255	2	Bodově



Obr. 48 Aramidová tkanina propojena liniově



Obr. 49 Aramidová tkanina propojena segmentově



Obr. 50 Aramidová tkanina propojena bodově

4.2.5 Vzorky UHPSFRC se stříkanými pěnamí

Vzorky s povrchovou úpravou se zvýšenou odolností vůči střepinovému efektu byly tvořeny s ultra vysokopevnostního kompozitu s ocelovými vlákny o objemovém zastoupení 1,5 %. Výroba těchto vzorků probíhala identicky a paralelně s postupem uvedeným v kapitole 4.2.4. Mechanické parametry, jako je pevnost v tahu ohybem (f_{ct}), tlaková pevnost (f_c) a hustota, jsou uvedeny v tabulce 39. Rozměry testovacích desek byly 300 mm × 400 mm a jejich tloušťka činila 50 mm. Podrobné složení záměsi je uvedeno v tabulce 29.

Tabulka 29: Složení UHPSFRC se úpravou Paxcon

Složení směsi	kg/m ³	Hmotnostní poměry
Cement CEM I 52,5 R	695	1
Příměsi	270	0,39
Jemné písky	1225	1,76
Voda	165	0,24
Plastifikátory	40	0,06
Ocelová vlákna	120	0,17

Tabulka 30: Základní materiálové vlastnosti nástřiku Paxcon [79]

Parametr	Hodnota	Jednotka
Hustota složky A	1138	kg/m ³
Hustota složky B (pryskyřice)	1007	kg/m ³
Pevnost v roztržení	137	kN/m
Adhezní síla (ke kovu)	12	MPa
Tahová pevnost	24	MPa
Pevnost v ohybu	18	MPa
Modul pružnosti v tahu	0,386	GPa
Protážení	162	%
Koeficient tření – statický	0,305	-
Koeficient tření – kinetický	0,127	-

Po vyzrání vyrobených testovacích vzorků na ně byly nanášeny vrstvy pěnového nástřiku s obchodním názvem Paxcon PX-3350 v tloušťkách 2, 4 a 6 mm, vždy na jednu nebo obě strany vzorku. Z materiálového hlediska se jedná o dvousložkový vysoce účinný aromatický polyuretanový elastomerní systém s nulovým obsahem těkavých organických sloučenin. Paxcon byl vyvinut jako vysoce odolný nátěr proti výbuchu a účinkům fragmentů a tlakové vlny. Tento nátěr využívají vojenské i bezpečnostní složky pro ochranu vozidel a osob před úlomky a dalšími fragmenty, které by je mohly zranit a následně vyřadit z plnění jejich úkolů [79]. Zároveň se tyto nástřiky a nátěry vyznačují i poměrně výbornou odolností vůči působení vnějšího prostředí, jako je déšť, sluneční záření a teplota. Výrazně méně u nich dochází k degradaci a poklesu fyzikálně-materiálových vlastností v důsledku zmíněných faktorů a tím se zásadně odlišují od Kevlaru a obdobných aramidových tkanin. Nevýhodou této technologie je její vysoká cena, pohybující se v řádech několika tisíc korun za m² nástřiku, což dramaticky omezuje její použití. V tabulce 30 lze vidět základní materiálové vlastnosti použitého nástřiku.

4.3 Mechanické parametry vzorků

4.3.1 Vzorky UHPSFRC

Průměrné hodnoty mechanických vlastností vzorků UHPSFRC jsou uvedeny v tabulce 31, respektive v tabulkách 32–36 dle jednotlivých záměsí. Měřena byla pevnost v tahu ohybem (f_{cf}), tlaková pevnost (f_c) po 1, 7 a 28 dnech od uložení směsi do forem. V tabulkách je uvedena i hustota testovaných vzorků. Mechanické parametry byly měřeny na trámcích s rozměry 40 mm × 40 mm × 160 mm. Vzdálenost podpor při tříbodové zkoušce v tahu ohybem trámů v tahu za ohybu byla 100 mm. Vzorky byly zatěžovány hydraulickým lisem DSM2500-100 a ZUZ-200 s možností řízení deformace a maximální silou 2500 kN a 200 kN, popořadě pro tlak a tah.

Tabulka 31: Vlastnosti UHPSFRC, záměs A

Doba zrání	f_{cf} [MPa]	f_c [MPa]	Objemová hmotnost [kg/m ³]
1 den	17,1	63,4	2367
7 dní	22,3	108,4	2362
28 dní	29,1	146,9	2372

Tabulka 32: Vlastnosti UHPSFRC, záměs B

Doba zrání	f_{cf} [MPa]	f_c [MPa]	Objemová hmotnost [kg/m ³]
1 den	13,0	31,7	2277
7 dní	19,2	73,7	2312
28 dní	22,7	104,7	2270

Tabulka 33: Vlastnosti UHPSFRC, záměs C

Doba zrání	f_{cf} [MPa]	f_c [MPa]	Objemová hmotnost [kg/m ³]
1 den	14,8	44,0	2334
7 dní	18,9	86,1	2312
28 dní	23,5	109,8	2270

Tabulka 34: Vlastnosti UHPSFRC, záměs D

Doba zrání	f_{cf} [MPa]	f_c [MPa]	Objemová hmotnost [kg/m ³]
1 den	13,1	35,3	2405
7 dní	24,2	101,0	2371
28 dní	32,0	121,9	2358

Tabulka 35: Vlastnosti UHPSFRC, záměs E

Doba zrání	f_{cf} [MPa]	f_c [MPa]	Objemová hmotnost [kg/m ³]
1 den	15,9	59,2	2381
7 dní	21,4	98,0	2318
28 dní	24,0	136,3	2370

Tabulka 36: Vlastnosti UHPSFRC, záměs F

Doba zrání	f_{cf} [MPa]	f_c [MPa]	Objemová hmotnost [kg/m ³]
1 den	14,9	54,3	2414
7 dní	26,7	115,4	2325
28 dní	33,9	129,8	2339

4.3.2 Vzorky UHPSFRC s korundovým kamenivem

Průměrné hodnoty mechanických vlastností UHPSFRC s korundovým kamenivem jsou uvedeny v tabulce 37. Měřena byla tahová pevnost za ohybu (f_{cf}), tlaková pevnost (f_c) po 28 dnech od uložení směsi do forem a v tabulce 37 je uvedena i hustota testovaných vzorků. Mechanické parametry byly měřeny na trámcích s rozměry 40 mm × 40 mm × 160 mm.

4.3.3 Vzorky UHPSFRC s čedičovým kamenivem

Průměrné hodnoty mechanických vlastností UHPSFRC s čedičovým kamenivem jsou uvedeny v tabulce 38. Měřena byla tahová pevnost za ohybu (f_{cf}) a tlaková pevnost (f_c) po 28 dnech od uložení směsi do forem. Mechanické parametry byly měřeny rovněž na trámcích s rozměry 40 mm × 40 mm × 160 mm.

Tabulka 37: Mechanické vlastnosti UHPSFRC směsí s korundovým kamenivem

Druh záměsi	f_{cf} [MPa]	f_c [MPa]	Objemová hmotnost [kg/m ³]
Referenční směs	25,6	158,0	2373
Korund 10 %	30,2	164,6	2293
Korund 15 %	30,9	164,2	2400
Korund 20 %	28,2	173,3	2433
Korund 25 %	31,3	163,5	2391
Korund 30 %	26,4	170,4	2468

Tabulka 38: Mechanické vlastnosti UHPSFRC směsí s čedičovým kamenivem

Druh záměsi	f_{cf} [MPa]	f_c [MPa]	Objemová hmotnost [kg/m ³]
Referenční směs	25,6	158,0	2373
Čedič 10 %	19,8	110,7	2239
Čedič 15 %	23,5	125,1	2384
Čedič 20 %	27,3	125,0	2420
Čedič 25 %	31,1	127,5	2480
Čedič 30 %	27,7	131,4	2509

4.3.4 Vzorky UHPSFRC s výztužnými tkaninami

Průměrné hodnoty mechanických vlastností UHPSFRC s výztužnými tkaninami jsou uvedeny v tabulce 39. Měřena byla tahová pevnost za ohybu (f_{cf}) a tlaková pevnost (f_c) po 1, 7 a 28 dnech od uložení směsi do forem. Mechanické parametry byly měřeny na trámčích s rozměry 40 mm × 40 mm × 160 mm. Vzdálenost podpor při tříbodové zkoušce pevnosti trámčů v tahu za ohybu byla 100 mm.

Tabulka 39: Mechanické parametry UHPSFRC s výztužnými tkaninami

Doba zrání	f_{cf} [MPa]	f_c [MPa]	Objemová hmotnost [kg/m ³]
1 den	7,6	75,6	2302
7 dní	21,8	138,8	2314
28 dní	30,2	153,1	2342

4.4 Metodika testování balistické odolnosti

Všechny testované vzorky byly nejprve ukotveny do speciální konstrukce (Obr. 51), která zajišťovala tří procentní odchylku mezi střelnou zbraní a testovaným vzorkem, respektive mezi kolmicí mezi vzorkem a vodorovnou hladinou. Zároveň tato konstrukce zajišťovala stabilitu vzorku během celého testu, aby nedošlo k jeho posunutí nebo natočení v důsledku nárazu střely do vzorku. Každý vzorek byl vložen do zajišťovací konstrukce a v každém ze čtyř rohů byl ukotven rektifikačními šrouby, které se nacházely 50 mm od každé hrany. Tím bylo zároveň dosaženo rovnoměrného ukotvení, a tudíž i rovnoměrného rozložení sil. Všechny testované vzorky byly umístěny 20 m od palebné linie, respektive od střelce. Detailní schéma balistické zkoušky je znázorněno na Obr. 52.

Pro všechny vzorky byla použita munice s celokovovým pláštěm, ocelovým jádrem s mezí kluzu 550 MPa a s olověným penetrátorem. Hmotnost projektilu ogiválního tvaru s jádrem a pláštěm činila 8,04 gramu. Délka projektilu včetně nábojnice byla 26,7 mm a průměr střely činil 7,62 mm (Obr. 53). Pro testování byla zvolena poloautomatická puška typu CZ 858, což je civilní obdoba vojenské pušky SA-58. Rovněž zmíněná použitá munice ráže 7,62×39 byla civilního druhu. Pouze stříkané pěny byly testovány 5-ti druhy munice. Konkrétně byly použity dva druhy zmíněné ráže 7,62×39, a to náboje SC a SCP1. Dalším druhem byla munice 5,56×45 SC a SCP1. Posledním druhem byla ráže 7,62×51 HC1. Pro měření ústové rychlosti každého projektilu byla použita optická hradla, která byla umístěna přibližně 1 m od palebné linie [78, 80]. Průměrné naměřené hodnoty ústových rychlostí se pohybovaly mezi hodnotami 680 a 720 m/s. Dopadová rychlost projektilů byla, stanoveno dle Kneubuehl [81], o 22 m/s nižší než jejich ústová rychlost.

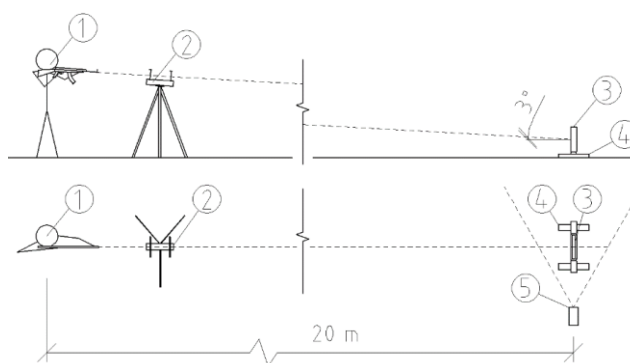
Tabulka 40: Technické parametry a vlastnosti použité munice

Typ ráže	Technické parametry			
	Hmotnost projektilu [g]	Energie [J]	Rychlost [m/s]	Typ projektilu
5,56×45 SC	4,0 ± 0,1	1700	930 ± 10	SC
7,62×39 SC	8,0 ± 0,1	2000	710 ± 10	SC
5,56×45 SCP1	4,0 ± 0,1	1800	950 ± 10	SCP1
7,62×39 SCP1	8,0 ± 0,1	2100	730 ± 10	SCP1
7,62×51 HC1	9,8 ± 0,1	3280	820 ± 10	HC1

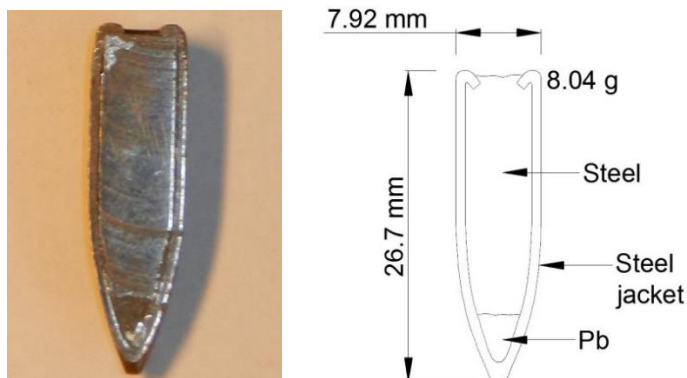
*Použité zkratky: SC – olověné jádro, SCP1 – olověné jádro s ocelovým penetrátorem, HC1 – ocelové jádro



Obr. 51 Speciální kotvící konstrukce pro usazení testovaných vzorků



Obr. 52 Schéma balistické zkoušky; (1) Střelec, (2) Optická hradla, (3) Testovaný vzorek, (4) Konstrukce pro upevnění vzorku, (5) Vysokorychlostní kamera



Obr. 53 FMJ – MSC projektil, kalibr 7.62×39 mm

Vyhodnocení vzorků probíhalo dle konvence zavedené a užívané Vossoughi [82], respektive dle mezinárodní normy EN 1522/1523 [83]. Norma EN 1522 je mezinárodní standard, který definuje požadavky a třídy balistické odolnosti primárně pro okna, dveře, žaluzie a rolety. Dnes je to však metoda používaná pro značnou část výrobků s definovanou balistickou odolností určených mimo vojenské použití. Norma definuje střelné útoky pistolí, brokovnice, puškami a zavádí balistické třídy od FB1 až po třídu FB7. Každá třída je vždy klasifikována dle typu ráže, její kinetické energie, rychlosti a hmotnosti střely (Obr. 54). Zkušební metodika pro testování a vyhodnocení je uvedena v dokumentu EN 1523. Norma je rozdělena do několika částí, které definují přípravu a průběh zkoušky, její následné vyhodnocení a všechny jednotlivé procesy včetně jejich výkladu a určení. Rovněž jsou zde uvedeny požadavky i na teplotu, vzdálenost zbraně od vzorku, velikost testovaného tělesa nebo například parametry indikační fólie, respektive při doslovném překladu z anglického jazyka, svědečné fólie. Hliníková fólie o tloušťce 0,02 mm a hmotnosti 54 g/m² je při zkoušce vložena za testovaný vzorek a plní funkci detekce případných uvolněných fragmentů. Pokud je během testu fólie penetrována nebo porušena, je zkouška vyhodnocena jako neúspěšná. Zkoušené vzorky jsou vždy hodnoceny i z pohledu jejich velikosti poškození. Norma uvádí tři typy perforace a to následující:

- 1) Střela nebo jakákoli její část prošla skrz testovaný vzorek.
- 2) Viditelné poškození zadní strany testovaného vzorku, i když je střela viditelně zadržena v zadní části zkoušeného vzorku.

3) Vytvoření otvoru přímo skrz testovaný vzorek, i když se tento otvor znovu uzavře.

Testovaný vzorek není z pohledu normy perforován tehdy, pokud nenastala ani jedna ze tří předešlých podmínek [83].

Class	Type of weapon	Calibre	Bullet		Test condition	
			Type	Mass g	Test range m	Bullet velocity m/s
FB1	rifle	22 LR	L/RN	2,6 ± 0,1	10 ± 0,5	360 ± 10
FB2	hand gun	9 mm Luger	FJ ⁽¹⁾ /RN/SC	8,0 ± 0,1	5 ± 0,5	400 ± 10
FB3	hand gun	357 Mag.	FJ ⁽¹⁾ /CB/SC	10,2 ± 0,1	5 ± 0,5	430 ± 10
FB4	hand gun	357 Mag.	FJ ⁽¹⁾ /CB/SC	10,2 ± 0,1	5 ± 0,5	430 ± 10
	hand gun (see note)	44 Rem. Mag.	FJ ⁽²⁾ /FN/SC	15,6 ± 0,1	5 ± 0,5	440 ± 10
FB5	rifle	5,56 x 45*	FJ ⁽²⁾ /PB/SCP1	4,0 ± 0,1	10 ± 0,5	950 ± 10
FB6	rifle	5,56 x 45*	FJ ⁽²⁾ /PB/SCP1	4,0 ± 0,1	10 ± 0,5	950 ± 10
	rifle (see note)	7,62 x 51	FJ ⁽¹⁾ /PB/SC	9,5 ± 0,1	10 ± 0,5	830 ± 10
FB7	rifle	7,62 x 51**	FJ ⁽²⁾ /PB/HC1	9,8 ± 0,1	10 ± 0,5	820 ± 10
L lead CB coned bullet FJ full metal jacket bullet FN flat nose bullet HC1 steel hard core, mass (3,7 ± 0,1) g hardness more than 63 HRC PB pointed bullet RN round nose bullet SC soft core (lead) SCP1 soft core (lead) with steel penetrator (type SS109) * To achieve the stated values for [5.56 x 45], the recommended barrel twist length = (178 ± 10) mm. ** To achieve the stated values for Class FB7, the recommended barrel twist length = (254 ± 10) mm. NOTE 1 : When a shot is to be fired at a single point the test range may be reduced to achieve the firing accuracy as defined in Section 6 of EN 1523:1998. In this case it may not be possible to measure the velocity of the bullet. NOTE 2 : To be classified FB4 or FB6 the specimen shall be tested with both calibres listed.						

Obr. 54 Klasifikace a požadavky pro testování odolnosti vůči ručním zbraním a puškám dle normy EN 1522 [83]

Norma jasně definuje kompletní postup zkoušky dle jednotlivých etap. V prvním kroku proběhne instalace testovaného vzorku do upínací konstrukce. Norma nedefinuje konkrétní konstrukci a ani její rozměry, nesmí však tento rám nijak ovlivnit testovaný vzorek. Tzn. nesmí být do něj vneseno předpětí nebo nesmí být zabráněno následné deformaci či poškození. Před samotným testem je ještě umístěna 0,5 m za vzorkem výše zmíněná svědečná hliníková fólie. V dalším kroku jsou vybrána cílová místa dle určitých specifikací závislých na typu materiálů a typu testované konstrukce. Pokud velikost vzorku je alespoň 0,5 × 0,5 m nebo pokud to velikost vzorku umožní, tak jsou pro zkoušku definovány tři střely ve vzdálenosti maximálně 120 mm od sebe. To znamená, že pokud je vzorek homogenní čtvercového průřezu, tvoří soustředěný rovnoměrný trojúhelník se stranami s délkou maximálně 120 mm. Dle normy je rovněž nutné

otestovat všechna předem identifikovaná kritická místa, kde hrozí jejich porušení, respektive která tvoří slabá místa konstrukce. Z tohoto důvodu jsou přípustné i soustřely ve tvaru přímky nebo i bodových zásahů. Rychlost projektilů, jejich hmotnost a i minimální vzdálenost mezi vzorkem a střelným zařízením je definována dle testování třídy a použitého kalibru (Obr. 54). Norma také uvádí i požadovanou přesnost zásahu, kdy přípustná vzdálenost mezi bodem nárazu střely a cílovým bodem musí splňovat následující:

- 1) V případě, že odolnost vzorku je v dané oblasti ve kterémkoli bodě stejná, je umožněna odchylka 10 mm.
- 2) V případě, že odolnost vzorku je v linii stejná, je umožněna odchylka 10 mm ve směru této linie a 5 mm kolmo k této linii.
- 3) V případě, že odolnost vzorku je v daných bodech proměnná, je umožněna odchylka 5 mm v kterémkoli směru.

V případě nedodržení požadovaných přesností je nutné provést opakovaný zásah a neodpovídající zásah do měření nazahrnovat. V posledním kroce jsou výsledky interpretovány a v případě národní autority je vydán i testovací protokol a to s pozitivním i negativním výsledkem. Za negativní výsledek zkoušky je považován i případ, kdy vzorek nebyl penetrován skrz, ale idikační fólie byla přesto poškozena úlomky nebo fragmenty. V tomto případě musí být však zjištěno a vyhodnoceno, zda úlomky vznikly poškozením vzorku, což se děje nejčastěji v zadní části testovaného tělesa.

4.5 Měření velikosti poškození průstřelem

Během balistických testů byly testované vzorky poškozeny projektilem, který vytvořil kráter ve tvaru komolého kužele. Všechny tyto krátery byly následně naskenovány z obou stran za pomoci 3D skeneru, fungujícím na principu více snímkové fotogrammetrie. Tento princip je založen na pořízení více fotografií, přičemž každé dva snímky se musí překrývat, respektive alespoň jejich část. Díky tomuto překryvu je možné určit a dopočítat prostorové souřadnice a následně vytvořit 3D model [84, 85]. Využití této metody, jako zcela rovnocenné k laserovým skenerům a v některých ohledech i vhodnější, jak uvádí Steve Werner a spol. [86]. Ve své studii se jeho tým zabýval konkrétně porovnáním přístroje David 3D, pracujícím na principu fotogrammetrie a laserovým skenerem

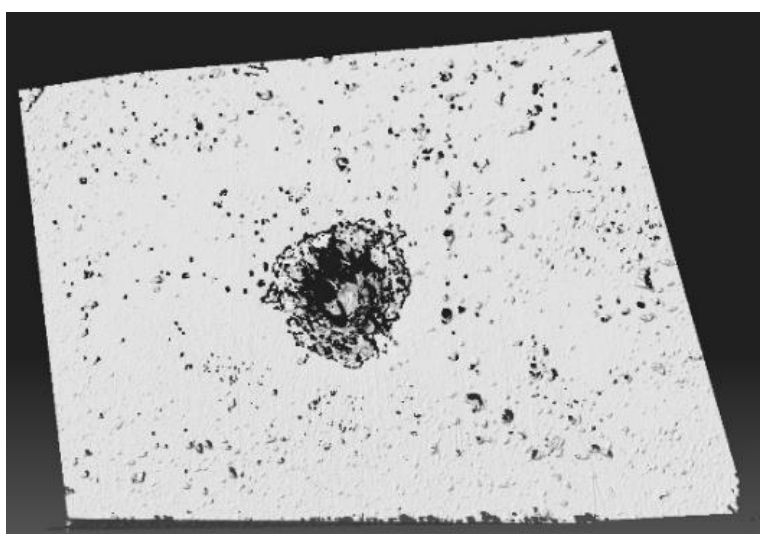
LEICA T – scan. V tomto výzkumu byl použit 3D skener SLS-2 David, který pracuje na principu zmíněné více snímkové fotogrammetrie. Jedná se o sestavu (Obr. 55) dataprojektoru, kamery s vysokým rozlišením a softwaru David, který nasnímaná data následně zpracovává a vyhodnocuje. Tento přístroj je schopen skenovat objekty s velikostí od 60 mm do 500 mm. Lze ho využít na skenování i větších objektů, ale pouze po menších částech a následně tyto skeny spojit do jednoho výsledného modelu. Přesnost, respektive rozlišení, dosahuje až 0,1 % velikosti skenovaného objektu, tzn. lze nasnímat bod o velikosti až 0,06 mm. Pro naskenování uzavřeného objektu o maximální velikosti je potřeba mezi 6 až 8 snímky, přičemž na jeden sken je zapotřebí přibližně dvě sekundy. U testovaných vzorků bylo získáno 1.8×10^6 až 2.4×10^6 naskenovaných bodů (Obr. 56). Podrobné technické parametry použitého skeneru jsou uvedeny v tabulce 41. Skener byl umístěn přibližně 50 cm od vzorku, aby bylo možné nasnímat vždy celý povrch testovaného vzorku. Nejprve bylo nutné umístit kameru (Obr. 57) a projektor (Obr. 58) na hliníkovou lať, která zajišťuje stejnou rovinnost obou zařízení a také definuje vzdálenost mezi oběma přístroji. Projektor je s kolejnicí pevně spojen a svírá s ní úhel 90°. Naopak kamera je s kolejnicí spojena posuvně, aby bylo možné upravovat vzájemnou vzdálenost s projektorem dle velikosti skenovaného objektu. Rovněž je umístěna na otočném kloubu, díky kterému je možné snímat vzorky pod větším úhlem. To má pozitivní vliv na přesnost získaných dat, a to obzvláště při nerovném povrchu nebo v místech s póry a kavernami.

Tabulka 41: Technická specifikace skeneru David SLS-2 [87]

Technické parametry	HP 3D SLS Pro S2 (dříve DAVID SLS-2)
Velikost skenovaného objektu	60–500 mm
Rychlost skenování	1 snímek v řádu sekund (2-10 s)
Rozlišení sítě	Až 1,2 mil. bodů v každém snímku
Přesnost	Až 0,1 % rozměru
Export do formátů	STL, OBJ, PLY, STL, OBJ, PLY
Možnost snímání textury	ano



Obr. 55 3D skenovací sestava



Obr. 56 3D model naskenovaných dat

Před skenováním testovacích vzorků je zapotřebí celou měřicí soustavu nakalibrovat. K tomuto procesu byla použita skleněná planparalelní kalibrační deska (Obr. 59), která se vyznačuje svojí odpovídající rovinností pro odraz světla a také svojí rovnoběžností jednotlivých stran. Dle velikosti skenovaného vzorku a přesnosti jeho snímání je zapotřebí zvolit vzdálenost mezi skenerem a deskou a také zvolit odpovídající měřítko na kalibrační desce. Pro vzorky s velikostí alespoň 12 cm je určeno největší měřítko, které se nachází v dolní části desky (Obr. 59). Následující kalibrační proces probíhal ve třech krocích. V první fázi se umístil do skenovacího prostoru, kde bude posléze testovaný vzorek, kalibrační deska, na kterou projektor promítal černobílou šachovnicovou síť. Ve druhém kroku byla nastavena vzdálenost mezi projektorem a kamerou a rovněž i úhel, který svíraly tak, aby kamera byla schopna snímat co největší síť promítající projektorem. Jelikož projektor nebyl s kalibrační deskou v rovnoběžné

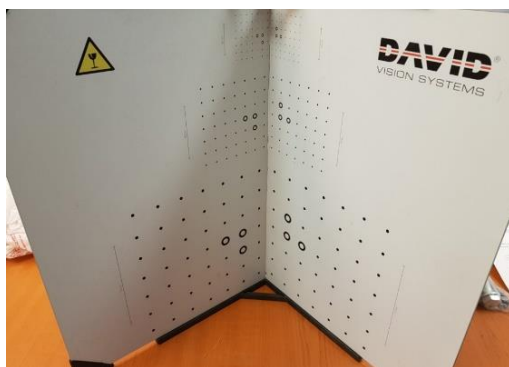
poloze, byla na ní tak promítána šachovnice v deformovaném lichoběžníkovém tvaru. Kamera nemusí nutně snímat celý promítaný obraz, ale vždy musí být v záběru 6 lícovacích bodů (Obr. 60). Tyto body definují na každé straně skládací kalibrační desky tři rohy kalibračního čtverce, který slouží jako základní měřítko pro skenování a následné vyhodnocování dat. V této fázi bylo nutné nastavit ostrost, respektive hloubku obrazu na kameře. U projektoru bylo kromě ostrosti obrazu ještě potřeba nastavit správnou světelnost (Obr. 61), která je hlavně důležitá pro skenování textury a která slouží pro vyhodnocování barevnosti skenovaného vzorku. Díky správné korekci těchto parametrů bylo dosaženo vyšší přesnosti při skenování a také je minimalizováno množství šumů, defektů a odrazů. V poslední fázi kalibrace začal projektor emitovat sadu černobílých snímků na kalibrační desku. Kamera snímala tyto obrazy a na základě definované vzdálenosti obou přístrojů mezi sebou a deformovaných obrazů na kalibrační desce systém dokončil kalibraci a vytvořil finální šachovnicovou síť (Obr. 60). Během tohoto kroku byly spočteny i jednotlivé horizontální a vertikální úhly, které slouží pro následné vyhodnocování naskenovaných dat testovaných vzorků. Z tohoto důvodu bylo zcela zásadní, aby od tohoto okamžiku skenovací soustava zůstala na daném místě. V případě posunutí nebo naklonění by bylo potřeba provést celý kalibrační proces znovu od začátku.



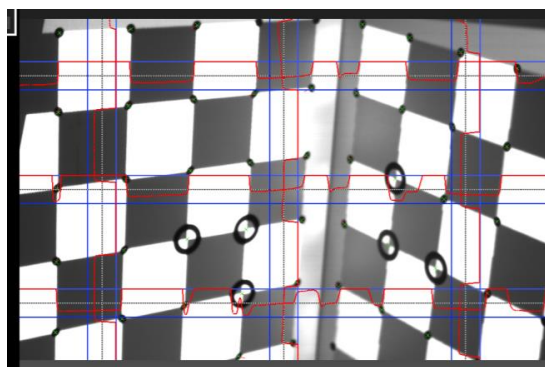
Obr. 57 David kamera



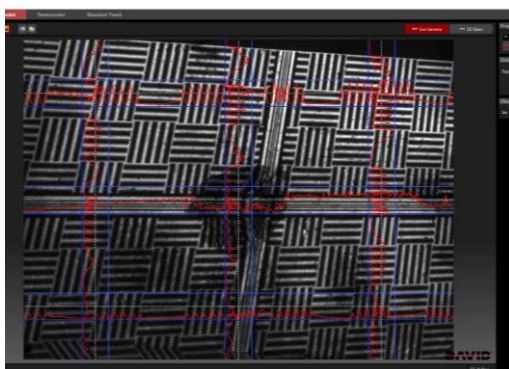
Obr. 58 Projektor



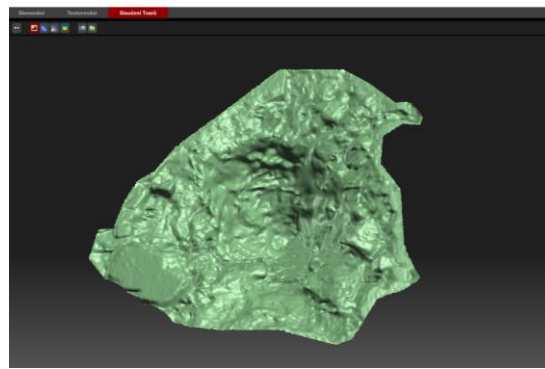
Obr. 59 Kalibrační deska



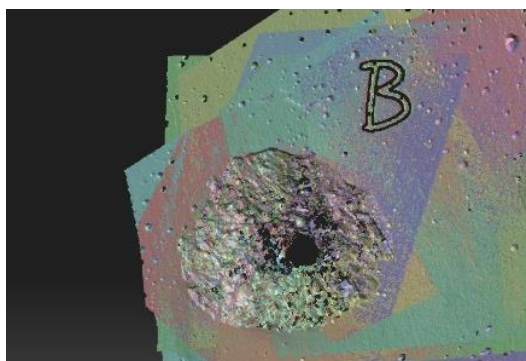
Obr. 60 Úspěšný kalibrační proces



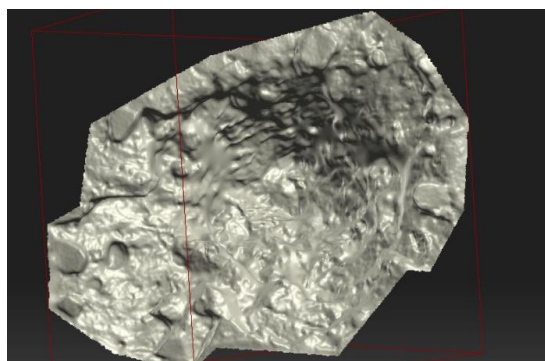
Obr. 61 Nastavení světelnosti dle okolních podmínek



Obr. 62 Jeden sken



Obr. 63 Více zobrazených skenů



Obr. 64 Prostorová vizualizace vzniklého kráteru

Po dokončení kalibrace bylo přistoupeno k samotnému skenování testovaných vzorků, které byly umístěny přibližně 50 cm od linie projektoru a kamery. Z důvodu jiné barevnosti kalibrační desky a testovaných vzorků bylo zapotřebí korigovat světelnost a v některých případech i ostrost obrazu (Obr. 61). Poté bylo zahájeno první skenování vzorku, přičemž vždy bylo potřeba provést mezi 6 až 8 skeny jednoho vzorku, aby byly nasnímány všechny jeho části. Po každém skenu (Obr. 62) byl testovací vzorek pootočen přibližně o 10° až 15°

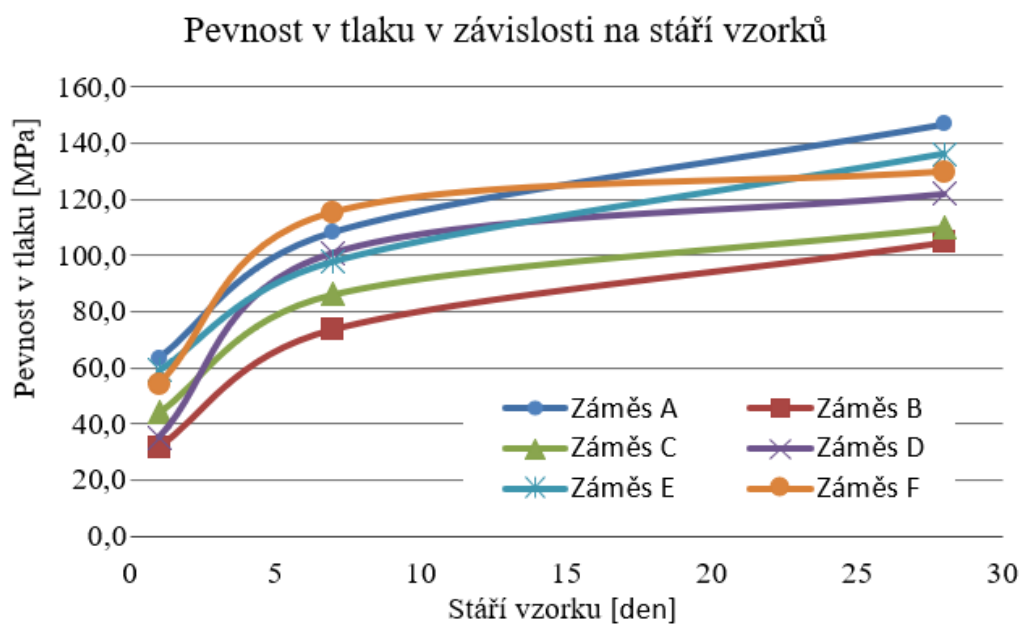
a byl proveden sken další. Na Obr. 63 lze vidět více skenovaných obrazů na jednou zobrazených v globálním měřítku v programu DAVID Laserscanner. Po nasnímání jednoho vzorku ze všech potřebných úhlů bylo přistoupeno k vytvoření 3D modelu. V první fázi této tvorby je nutné u jednotlivých skenů nejprve odstranit špatně nasnímané body či extrahovat nežádoucí póry, které vznikly v důsledku odražených paprsků. K tomu účelu slouží editační post procesorová část programu, kde je možné jednotlivé modely rotovat a zároveň označovat jeho části. Po identifikaci a zvolení šumu či odrazů je možné je odstranit. Dalším krokem po dokončení oprav naskenovaných dat bylo jejich spojování, tzv. pasování. V softwaru jsou jednotlivé snímky pasovány na sebe neboli jsou hledány stejné významné body na všech snímcích. Pokud se dané dva obrazy překrývají, tak jsou tyto body nalezeny a poté jsou sezdány dohromady s co nejmenší odchylkou. Na základě komplexních matematických algoritmů týkajících se mimo jiné i vlnových délek je tento program schopen přidělit bodům odpovídající hloubku, tzn. vytvořit třírozměrnou matici odpovídající jejich souřadnicím, a tím vytvořit reliéf vzniklého kráteru, respektive jeho trojrozměrný model (Obr. 64) [85].

Program David je rovněž vybaven funkcemi pro získávání jednotlivých metadat o výsledném modelu. Díky této funkci je možné rovnou získat velikost povrchu kráteru vzniklého v důsledku zásahu projektilem a není nutné 3D modely zpracovávat v dalších editačních programech.

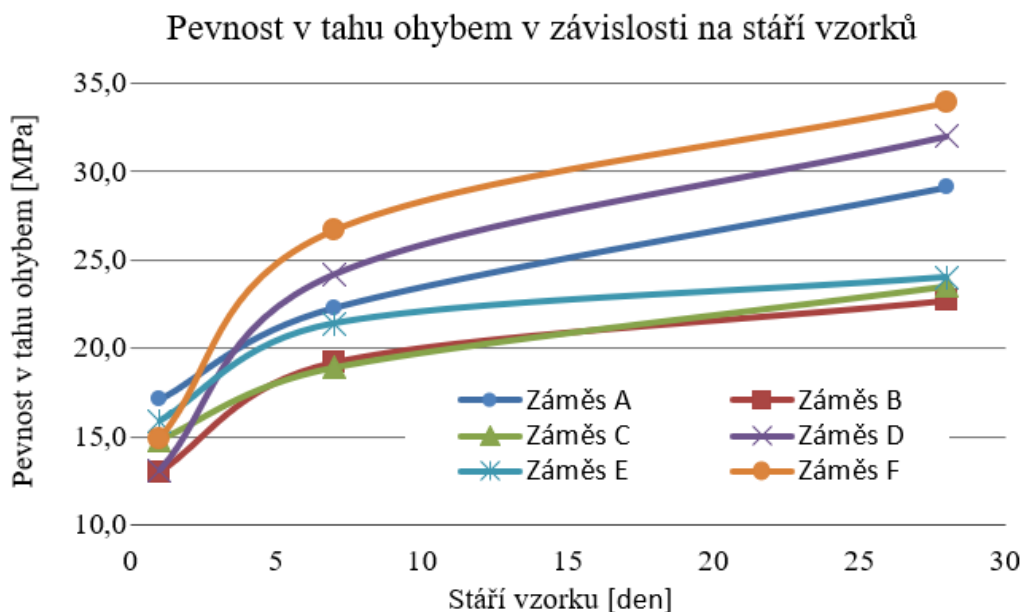
5 Výsledky a diskuze

5.1 Vzorky UHPSFRC

Zjištěné hodnoty mechanických parametrů jsou uvedeny v kapitole 4.3.1 (Tabulka 31–36), přičemž porovnání těchto hodnot lze vidět v následujících grafech (Obr. 65, Obr. 66). Z grafu lze vyčíst, že nejvyšší tlakové pevnosti (f_c) po 28 dnech dosáhla záměs A, která obsahovala pouze mikropísky, a to hodnoty 146,9 MPa. Nejnižší hodnoty 104,7 MPa naopak dosáhla záměs B, která obsahovala již náhradu v podobě kameniva frakce 0/2 mm a mikropísků s frakcí 0,3 až 0,8 mm. Obdobné pevnosti v tlaku dosáhla i záměs C, a to konkrétně 109,8 MPa, přičemž ta obsahovala kromě kameniva frakce 0/2 i mikropísky 0,1 až 0,6 mm. Naopak záměsi D, E a F, které obsahovaly více druhů frakcí, zaznamenaly tlakové pevnosti 121,9 MPa, 136,3 MPa a 129,8 MPa. Zjištěné výsledky ukazují závislost tlakové pevnosti na křivce zrnitosti, přičemž optimálnější a rovnoměrnější rozložení frakcí, tzn. omezení použití jednoho druhu mikropísku, respektive jedné frakce, přináší zvýšení tlakové pevnosti až o více jak 23 %. Nejnižších hodnot pevnosti v tahu ohybem opět dosáhly záměsi B a C a to 22,7 MPa a 23,5 MPa. Naopak nejvyšší hodnota byla 33,9 MPa u záměsi F a 29,1 MPa u referenční záměsi A, což lze přisuzovat vysoké míře homogenity a soudržnosti matrice s vláknitou výztuží.



Obr. 65 Velikost tlakové pevnosti v závislosti na stáří vzorku



Obr. 66 Velikost tahové pevnosti v závislosti na stáří vzorku

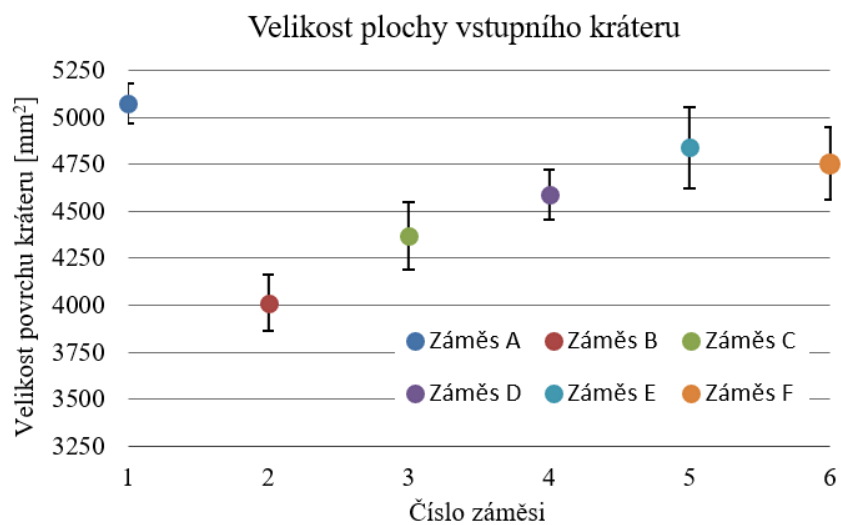
Velikosti poškození vzorků dle jednotlivých záměsů jsou uvedeny v tabulce 42. Zjištěné hodnoty hloubky penetrace (DOP) při zohlednění směrodatných odchylek nevykazují zásadnější rostoucí či klesající trend, přičemž všechny naměřené hodnoty se pohybovaly v rozsahu od 22,6 mm do 25,5 mm (Obr. 69). Rozdíl těchto hodnot činící 2,9 mm odpovídal necelým 6 % celkové tloušťky testovaných vzorků. Naopak rostoucí lineární trend lze vidět v případě závislosti průměru vstupního kráteru na tlakové pevnosti (Obr. 70). S rostoucí pevností se zvětšoval i průměr vstupního kráteru od 52,6 mm při 104,7 MPa až po 63,0 mm při 146,9 MPa. Rozdíl těchto dvou krajních hodnot byl 10,4 mm při 42,2 MPa, což znamená rozdíl průměrů kráterů o 16,5 % a tlakové pevnosti o 28,7 %. V tomto případě je potřeba zohlednit i relativně malé směrodatné odchylky, které sice nepřekročily více jak 5 % z celkového průměru, avšak z pohledu rozdílu nejvyšší a nejnižší hodnoty činily až téměř 27 %. Obdobný rostoucí trend je zřejmý i v případě velikosti plochy vstupních kráterů (Obr. 67). Zde je velice dobře vidět lineární růst velikosti povrchu kráteru při rostoucí tlakové pevnosti. Velikosti ploch vstupních kráterů se pohybovaly od 4011 mm² při pevnosti v tlaku 104,7 MPa až po hodnotu 5072 mm² při 146,9 MPa. Z pohledu nárůstu činil rozdíl dvou krajních záměsů 1061 mm² při 42,2 MPa neboli plocha se zvětšila o 21 % při zvýšení pevnosti o necelých 29 %. Tento trend jen potvrzuje vliv tlakové pevnosti na velikost poškození a

obecně odolnost kompozitu vůči nárazu projektilu [28-31]. Zvyšující se velikost kráteru při rostoucí tlakové pevnosti lze přisoudit vyšší schopnosti kompozitu absorbovat mechanickou energii. To znamená, že v případě obdobného materiálového složení je kompozit s vyšší tlakovou pevností schopen absorbovat vyšší množství energie projektilu, což má za následek výraznější poškození v podobě většího vstupního kráteru. Relativně obdobný rostoucí trend je zřejmý v případě velikosti plochy výstupního kráteru a pevnosti v tahu za ohybu (Obr. 68). V intervalu do 25 MPa je nárůst velikostí ploch výrazně vyšší a to z 6712 mm² při 22,7 MPa až na hodnotu 7828 mm² při 24,0 MPa. Jedná se tedy o navýšení o 1116 mm² při zvýšení pevnosti za ohybu o 1,3 MPa. Růst dalších 3 záměsí činil již pouze 900 mm² při nárůstu 9,9 MPa. Tento jev lze opět přisoudit vyšší absorpci energie v zadní části vzorku, čímž dochází po průchodu projektilu ke vzniku většího výstupního kráteru.

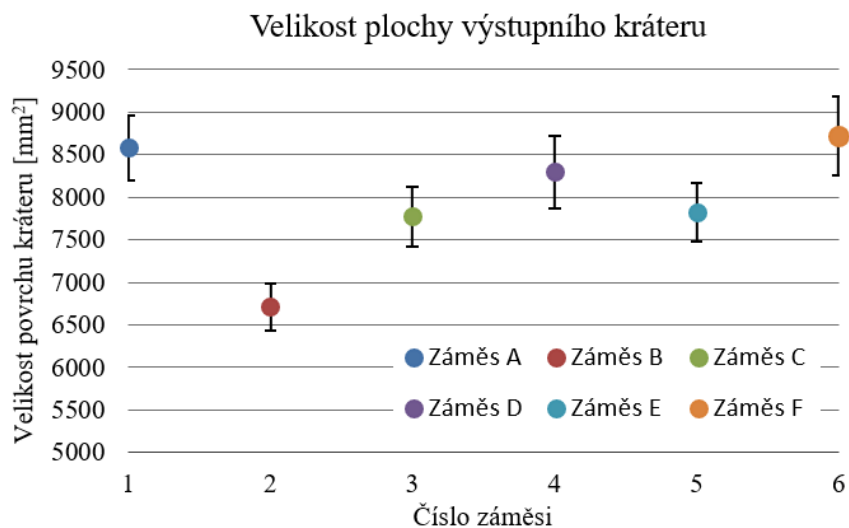
Provedené zkoušky a naměřené hodnoty ukazují, že nahrazení části mikropísků běžnými a ekonomicky přijatelnějšími frakcemi kameniva 0/2 mm má velice malý negativní vliv na výsledné mechanické vlastnosti a rovněž i na balistickou odolnost. V některých případech bylo dosaženo i vyšších hodnot pevnosti v tahu za ohybu a nižších hodnot hloubky penetrace (Tabulka 42). Obecně lze říci, že mechanické parametry jsou závislé na správném rozložení frakcí kameniva a mikropísků, respektive od co nejvíce optimalizované křivky zrnitosti polynomického tvaru vyšších řádů (Obr. 44). Nejvhodnějších parametrů bylo dosaženo při použití všech tří druhů mikropísků (ST 01/06, ST 03/08, ST 06/12) a kameniva frakce 0/2 mm. Naopak nejnižší mechanické hodnoty byly zjištěny u záměsí s použitým jedním typem mikropísku (ST 03/08) a kamenivem 0/2 mm. Složení referenční záměsí (Záměs A) rovněž ukazuje, že snížení objemu frakcí písků s velikostí zrna od 0,9 mm do 6 mm nemá zásadní negativní vliv na výsledné mechanické vlastnosti kompozitu.

Tabulka 42: Velikosti poškození UHPSFRC vzorků

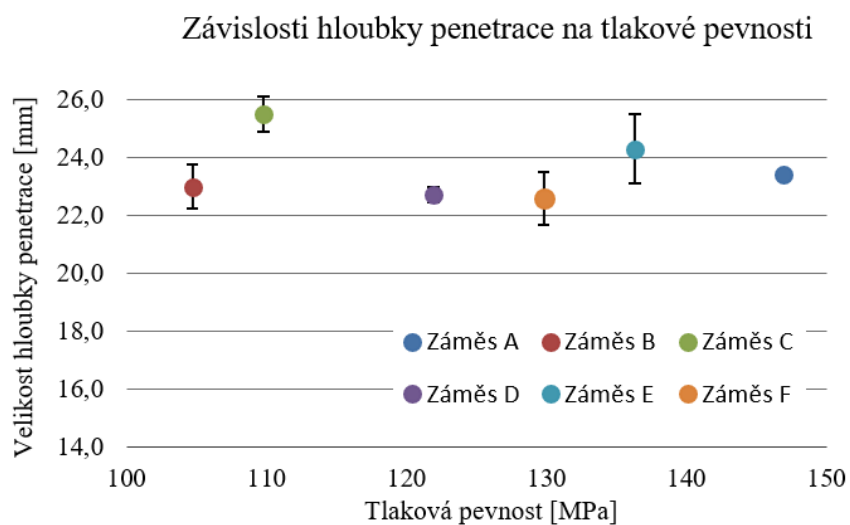
Druh záměsi	DOP [mm]		Průměr vstupního kráteru [mm]		Velikost plochy kráteru [mm ²]			
	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	Vstupní strana		Výstupní strana	
					Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka
Záměs A	23,4	0,1	63,0	1,1	5072	108	8582	381
Záměs B	23,0	0,8	52,6	2,1	4011	151	6712	282
Záměs C	25,5	0,6	56,8	1,7	4371	179	7773	357
Záměs D	22,7	0,3	58,2	2,3	4585	133	8299	428
Záměs E	24,3	1,2	60,5	2,8	4838	218	7828	341
Záměs F	22,6	0,9	60,7	2,0	4754	190	8728	463



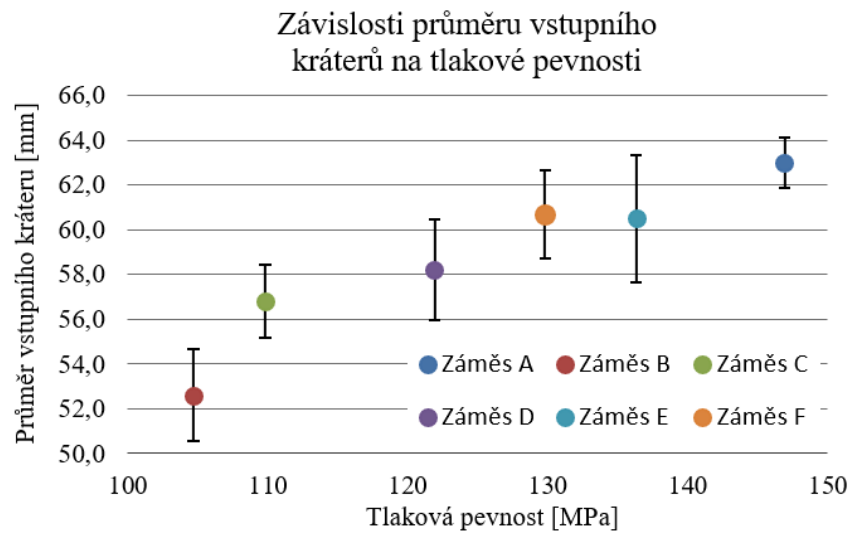
Obr. 67 Velikost plochy vstupního krátera dle jednotlivých záměsí



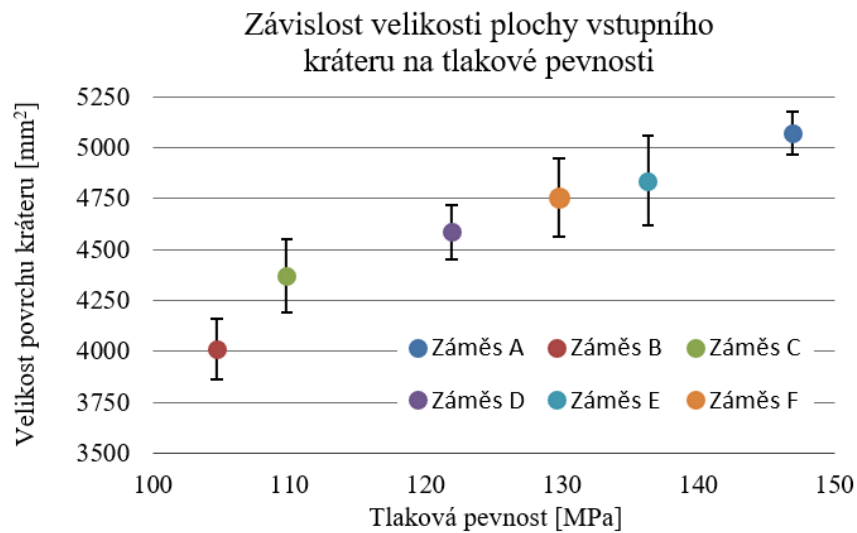
Obr. 68 Velikost plochy výstupního krátera dle jednotlivých záměsí



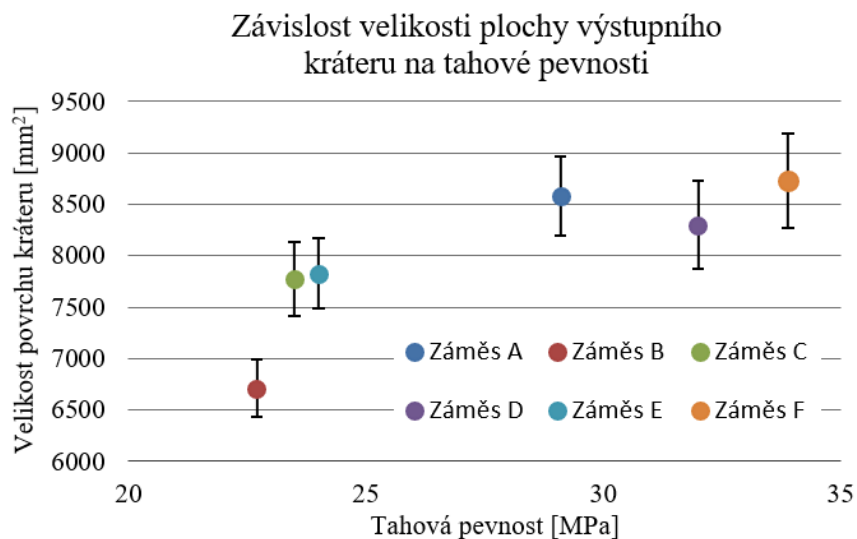
Obr. 69 Velikost hloubky penetrace v závislosti na tlakové pevnosti



Obr. 70 Průměr vstupního kráteru v závislosti na tlakové pevnosti



Obr. 71 Velikost povrchu vstupního kráteru v závislosti na tlakové pevnosti



Obr. 72 Velikost povrchu výstupního kráteru v závislosti na tlakové pevnosti

5.2 Vzorky UHPSFRC s korundovým kamenivem

Naměřené hodnoty tlakových i tahových pevností (Tabulka 37) ukazují, že v porovnání s referenčními vzorky UHPSFRC přídavek korundového kameniva má pozitivní vliv na zvýšení obou zmíněných fyzikálních veličin. Velikosti hloubek penetrace, průměry a velikosti ploch kráterů jsou uvedeny v tabulce 43. Porovnání jednotlivých veličin včetně jejich směrodatných odchylek lze vidět v následujících grafech (Obr. 73, Obr. 77). Zjištěné hodnoty ukazují relativně obdobné hodnoty hloubky penetrace (*DOP*) bez ohledu na zvyšující se procentuální náhradu korundového kameniva. Při zohlednění směrodatných odchylek měření lze říci, že hloubka *DOP* nevykazuje významnou závislost na množství přidaného korundového kameniva. Maximální rozdíl hodnot *DOP* činil 3,7 mm, což odpovídá přibližně 7,4 % z celkové tloušťky testovaných vzorků. Tuto skutečnost do určité míry potvrzují i další studie [30, 31]. V obecné rovině platí závislost mezi snižující se hodnotou *DOP* a rostoucí tlakovou pevností (f_c), avšak převážně v intervalu do 100 MPa [31]. Čím vyšší jsou pevnosti v tlaku, tím méně se projevuje závislost hloubky penetrace. Naopak klesající trend hodnot velikostí průměru kráterů lze vidět v závislosti na rostoucím množství použitého korundového kameniva. Nejvyšší průměr předního kráteru dosahoval 81,0 mm při použití 10 % náhrady. Nejnižší hodnoty bylo naopak dosaženo při 30 % korundu a to hodnoty 66,7 mm, což činí rozdíl necelých 18 %. Tento trend vykazuje charakter lineárního poklesu a rovněž do určité míry potvrzuje data z jiných výzkumů [61-64].

Další korelaci lze spatřit mezi velikostí kráteru a tlakovou pevností. Zde vidíme opět klesající trend, kdy plocha předního kráteru se v závislosti na rostoucím množství korundu snižuje. Nejvyšší hodnoty velikostí povrchu kráteru bylo dosaženo při 10 % korundového kameniva a to konkrétně 6604 mm². Při zvýšení přídavku korundu na 15 %, 20 % a 25 % došlo ke snížení průměrné hodnoty velikosti kráteru popořadě na 6355 mm², 6260 mm², 6191 mm². Pokles mezi 10 % a 25 % činil 413 mm², což odpovídá přibližně 6,3 % povrchu vzorků s 10 % náhradou. Nejvyššího poklesu však bylo dosaženo u vzorků s 30 % korundu, kdy velikost povrchu činila 5224 mm². Tato data ukazují, že mezi vzorky s 25 % a 30 % korundu byla velikost povrchu předního kráteru snížena o více jak

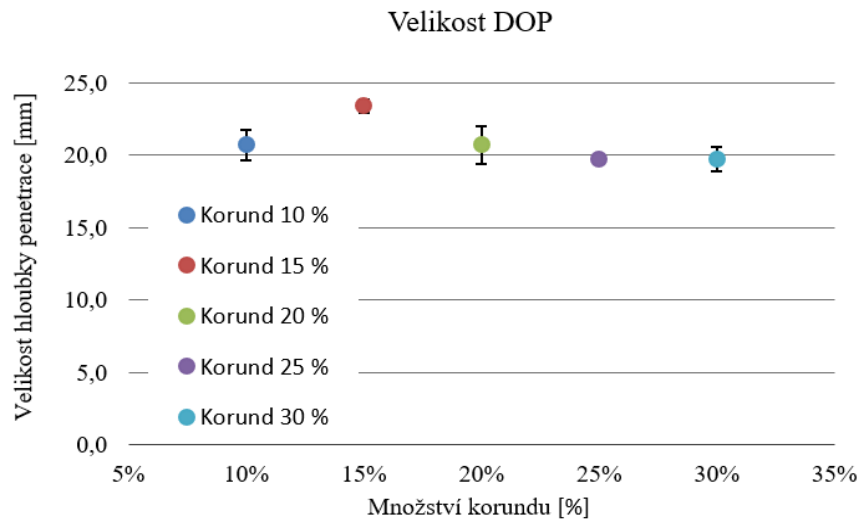
15 %. Toto značné zmenšenie veľkosti povrchu bude v prípade 30 % korundové náhrady v navazujúcim výzkumu ešte podrobeno ďalším zkušokám.

Z grafu (Obr. 76) je zreteľná závislosť veľkosti povrchu výstupního kráteru na množstvi pridaného korundového kameniva. Zvyšující se procentuální množství korundu koreluje se zvyšující se velikostí povrchu výstupního kráteru. Tento trend lze vysvětlit opět stejným módem porušení a zvyšující se absorpcí energie na výstupní straně, jako u vzorků UHPSFRC bez korundového kameniva (kapitola 5.1). Jinými slovy lze říci, že čím více je absorbováno energie z projektilu, tím větší je porušení vzorku na výstupní straně a tím větší je plocha vzniklého kráteru. Při předpokladu, že velikost porušení na výstupní straně je do značné míry definována tahovými parametry (kapitola 3.2), je nutné zohlednit i graf závislosti velikosti plochy výstupního kráteru na pevnosti v tahu ohybem (Obr. 77). Z tohoto grafu je však zřejmé, že přímá korelace mezi dvěma zmíněnými veličinami není zcela jasná. S ohledem na tyto data (Obr. 75–77) je nutné při posouzení velikosti kráteru na výstupní straně brát v úvahu nejenom tahovou odolnost, avšak i velikost poškození, respektive množství spotřebované energie při porušení vstupní strany testovaného vzorku.

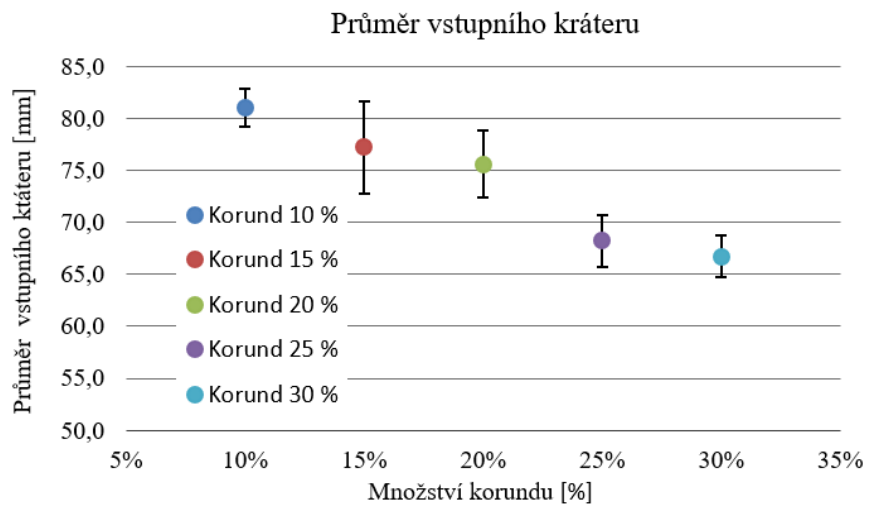
Změřené hodnoty ukazují, že využití korundového kameniva jakožto částečné náhrady křemičitých písků má pozitivní přínos na zvýšení tlakové pevnosti kompozitu. V důsledku použití korundového kameniva je zvýšena i celková tvrdost materiálu, přičemž obzvláště na vstupní straně vzorku to má pozitivní vliv na snížení hloubky penetrace [31-33]. Snížení DOP úzce souvisí i s nárůstem velikosti plochy výstupního kráteru v porovnání se záměsemi bez korundového kameniva.

Tabulka 43: Velikosti poškození vzorků s přidavkem korundového kameniva

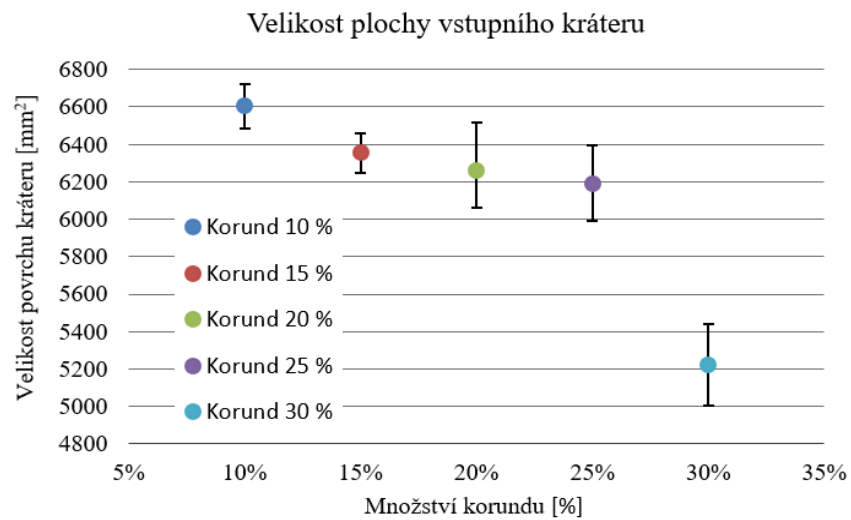
Množství korundu	DOP [mm]		Průměr vstupního kráteru [mm]		Velikost plochy kráteru [mm ²]			
	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	Vstupní strana		Výstupní strana	
					Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka
10 %	20,7	1,1	81,0	1,8	6604	240	9111	589
15 %	23,4	0,5	77,2	4,4	6355	212	9998	737
20 %	19,7	0,1	68,2	3,2	6260	513	10065	811
25 %	20,7	1,3	75,6	2,5	6191	401	12580	1118
30 %	19,7	0,8	66,7	2,0	5224	435	13814	805



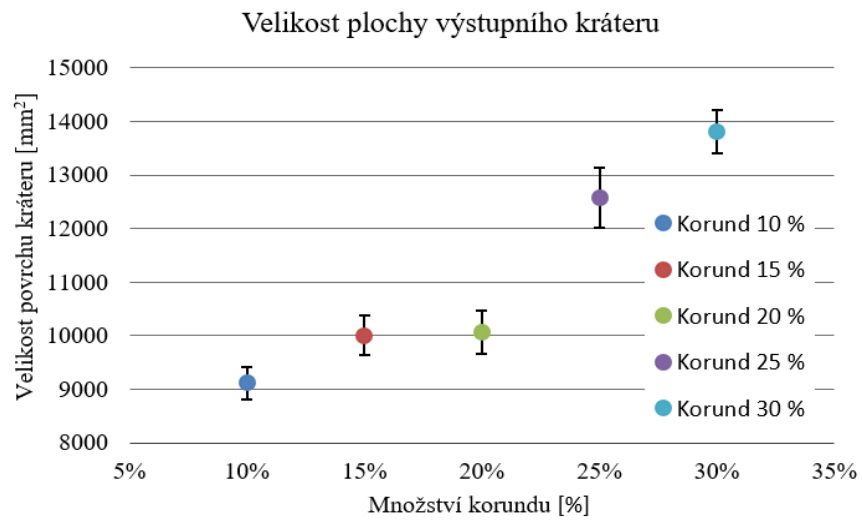
Obr. 73 Velikost hloubky penetrace dle jednotlivých procentuálních náhrad



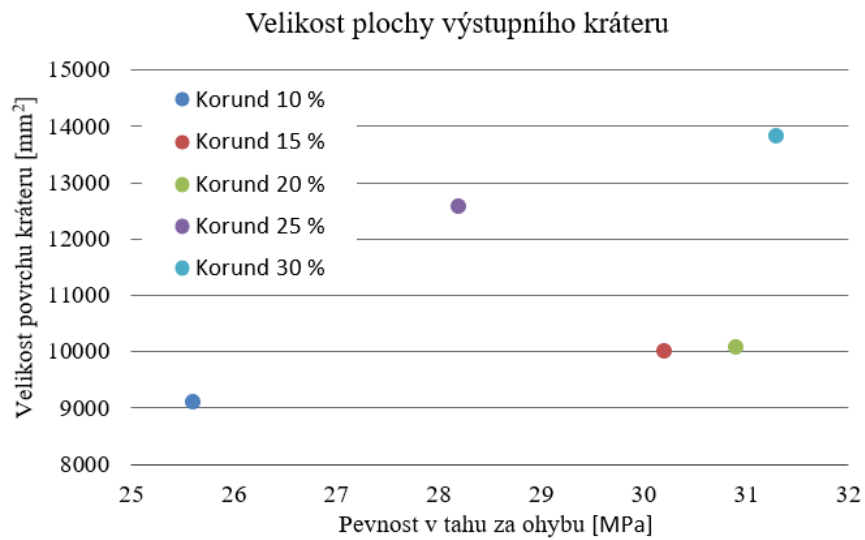
Obr. 74 Velikost průměru vstupního kráteru dle jednotlivých procentuálních náhrad



Obr. 75 Velikost plochy vstupního kráteru dle jednotlivých procentuálních náhrad



Obr. 76 Velikost plochy výstupního kráteru dle jednotlivých procentuálních náhrad



Obr. 77 Velikost plochy výstupního kráteru v závislosti na pevnosti v tahu ohybem

5.3 Vzorky UHPSFRC s čedičovým kamenivem

Získané tlakové a tahové pevnosti testovacích vzorků (Tabulka 38) ukazují, že oproti vzorkům s korundovým kamenivem bylo dosaženo u všech směsí s čedičem nižších hodnot, a to obzvláště v případě tlakových pevností. Velikosti hloubek penetrace, průměry a velikosti ploch kráterů jsou uvedeny v tabulce 44. Porovnání jednotlivých veličin včetně jejich směrodatných odchylek lze vidět v následujících grafech (Obr. 78–81). Oproti předchozím výsledkům se hloubka penetrace (DOP) mění v závislosti na množství čedičového kameniva. V grafu (Obr. 78) můžeme vidět, že v intervalu mezi 10 % a 25 % čedičové náhrady dochází k lineárnímu nárůstu hloubky penetrace. Tento nárůst odpovídá zvyšující se disipaci energie na vstupní straně vzorku v závislosti na rostoucím množství čedičového kameniva. Rovněž tyto data korelují i s rostoucím trendem velikosti plochy a průměru vstupního kráteru. Naopak získaná data nejsou v souladu s výzkumy definujícími vztah mezi snižující se hloubkou penetrace (DOP) při rostoucí tlakové pevnosti (f_c) [30, 31]. Naměřené hodnoty DOP u směsí s 20 %, 25 % a 30 % čediče dosahují obdobných výsledků jako v případě UHPSFRC vzorků a vzorků s korundovou náhradou, které se pohybovaly kolem 40 % celkové tloušťky. Naopak v případě 10 % a 15 % náhrady byly naměřeny hloubky penetrace 10,9 mm a 14,5 mm, což odpovídá necelým 22 % a 29 % celkové tloušťky. Mírný pokles hloubky penetrace můžeme vidět u směsi s 30 % čediče, k čemuž došlo v důsledku pouze částečné penetrace testovaných vzorků. Hodnoty průměrů a velikostí ploch vstupních kráteru (Obr. 79, Obr. 80) spolu do značné míry korelují v celém intervalu od 10 % do 30 % čedičového kameniva. V případě 30 % náhrady obě veličiny vykazují nižší hodnoty, což je opět v porovnání s ostatními záměsemi způsobeno jen částečnou penetrací vzorků.

V případě velikosti plochy výstupního kráteru (Obr. 81) je zřejmá lineární závislost mezi množstvím čediče a hodnotou plochy kráteru, přičemž tento trend je platný na intervalu od 10 % do 25 % čedičového kameniva. Jelikož vzorky s 30 % náhradou nebyly perforovány, tak jejich velikost výstupního kráteru nebyla měřena, respektive má nulovou hodnotu. V grafu (Obr. 82) můžeme vidět rostoucí trend závislosti velikosti plochy výstupního kráteru na pevnosti v tahu

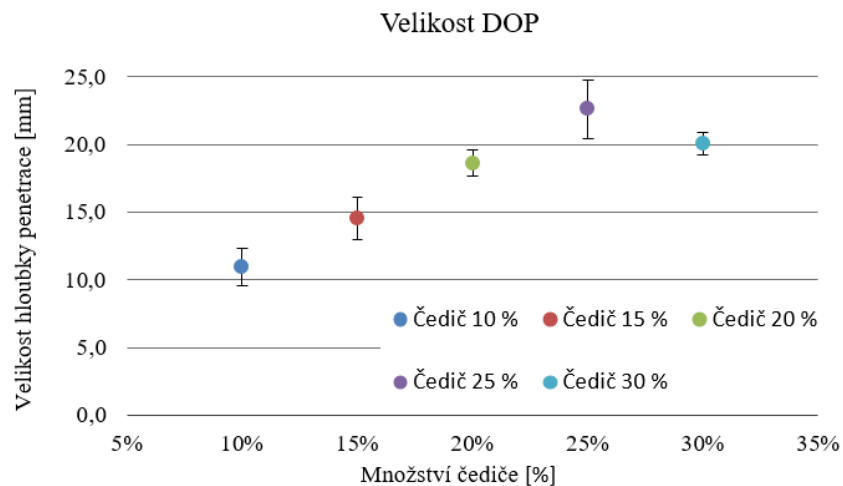
ohybem. Mezi záměsemi s 10% a 25 % čediče lze vidět nárůst pevnosti betonu v tahu ohybem z 19,8 MPa na 31,1 MPa, což činí zvýšení o 57 %. V případě velikosti výstupního kráteru došlo k nárůstu průměrné hodnoty povrchu z 6516 mm² o 2,9 násobek na 18 928 mm². Tyto data korespondují s výsledky dalších výzkumů, kdy zvýšení tahové pevnosti má obzvláště na výstupné straně tělesa pozitivní vliv na absorpci a disipaci energie působícího projektilu. Díky správnému spolupůsobení vláken a matrice dochází tzv. přemostění, kdy při penetraci projektilu dochází ke vzniku parciálních trhlin a napětí, které jsou vlákna schopny roznášet na větší plochu tělesa. Díky tomu je možné absorbovat větší množství energie a zároveň tím i zvýšit balistickou odolnost kompozitu.

Výsledky měřených veličin naznačují, že nahrazení části křemičitých písků čedičovým kamenivem může mít pozitivní vliv zejména na balistickou odolnost. V případě 30-ti procentní náhrady korundovým kamenivem i přes vzniklé radiální trhliny na zadní straně testovaných vzorků nedošlo k jejich perforaci. Kromě směsi s 10 % čediče dosahovaly ostatní záměsi obdobných mechanických parametrů jako v případech vzorků s UHPSFRC. V porovnání s korundovým kamenivem byly v případě čediče naměřeny zejména výrazně nižší pevnosti v tlaku. Data také ukazují, že výraznější pozitivní přínos v případě čediče je znatelný až od 20 % náhrady. Také bylo zjištěno, že s rostoucím procentem čediče se zvyšuje hloubka penetrace, ale rovněž se značně zvyšuje i velikost plochy výstupního kráteru. To lze považovat za pozitivní mód porušení, avšak klade to vyšší nároky na návrh směsi. Některé druhy čedičového kameniva z důvodu způsobu jejich těžby mohou obsahovat povrchové defekty, které obzvláště v případě větších frakcí mohou mít zásadní vliv na soudržnost s matricí v oblasti ITZ zóny.

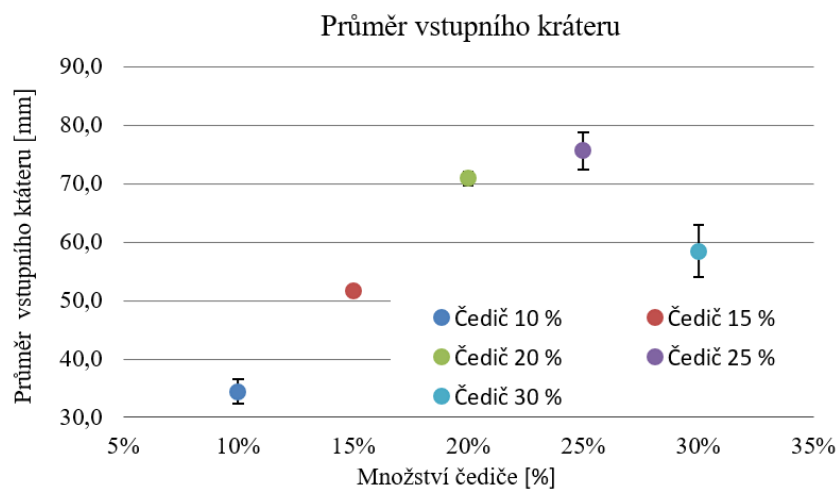
Tabulka 44: Velikosti poškození vzorků s přidavkem čedičového kameniva

Množství čediče	DOP [mm]		Průměr vstupního kráteru [mm]		Velikost plochy kráteru [mm ²]			
	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	Vstupní strana		Výstupní strana	
					Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka
10 %	10,9	1,4	34,4	2,1	1290	257	6516	393
15 %	14,5	1,5	51,6	0,8	2932	303	9544	3788
20 %	18,6	1,0	70,9	1,2	6193	713	15997	3822
25 %	22,6	2,1	75,6	3,1	7247	565	18928	3125
30 %	20,1	0,8	58,4	4,5	3791	725	0*	0*

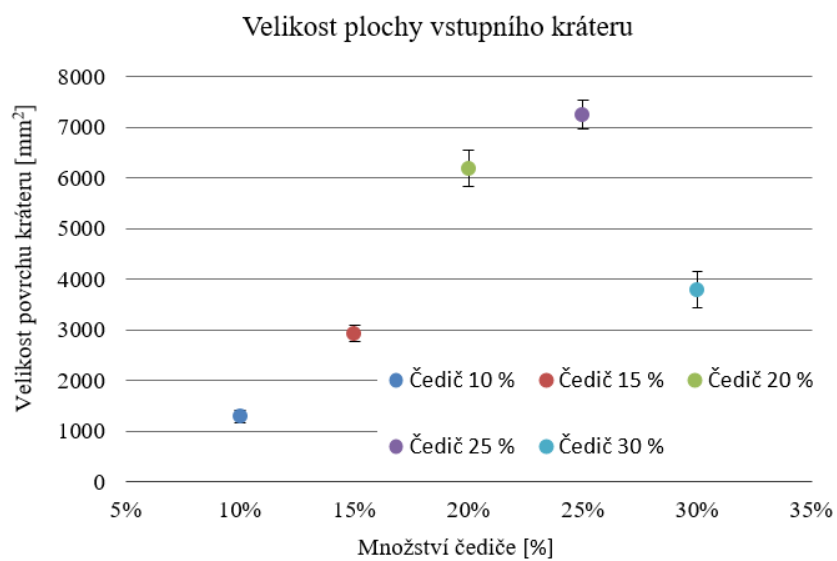
*U testovaných vzorků s 30 % náhradou čedičového kameniva nedošlo k jejich perforaci, tudíž velikost výstupního kráteru nebyla měřena.



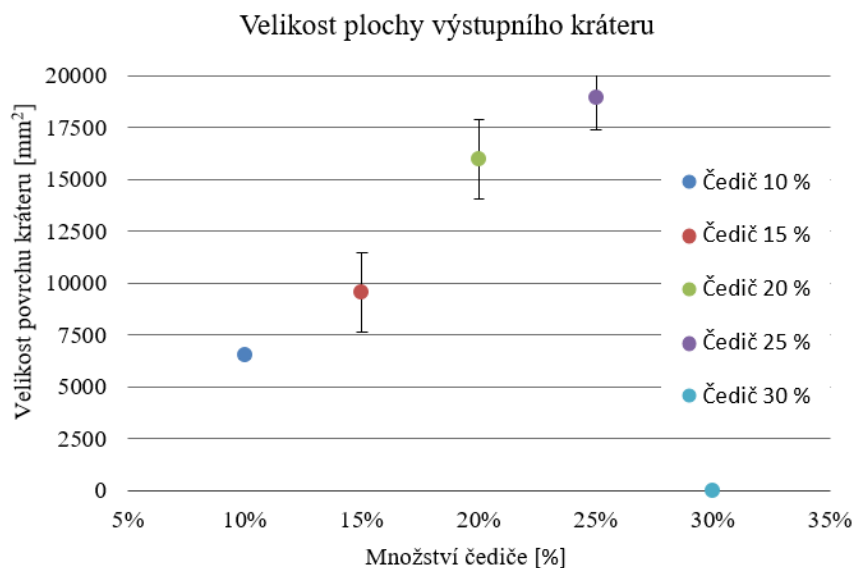
Obr. 78 Velikost hloubky penetrace dle jednotlivých procentuálních náhrad



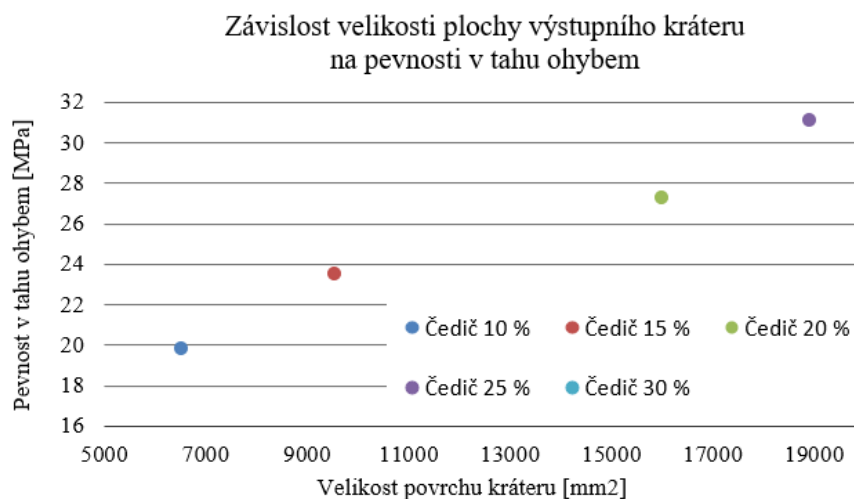
Obr. 79 Velikost vstupního kráteru dle jednotlivých procentuálních náhrad



Obr. 80 Velikost vstupního kráteru dle jednotlivých procentuálních náhrad



Obr. 81 Velikost plochy výstupního kráteru dle jednotlivých procentuálních náhrad



Obr. 82 Závislost velikosti plochy výstupního kráteru na pevnosti v tahu ohybem dle jednotlivých procentuálních náhrad

5.4 Vzorky UHPSFRC s výztužnými tkaninami

Průměrné hodnoty velikostí kráterů na obou stranách vzorků, které byly získány za pomoci 3D skeneru, jsou uvedeny v tabulce 45 i včetně jejich směrodatných odchylek. Naměřená data, respektive velikosti kráterů vzniklých porušením vzorku při dopadu střely, jsou uvedena v grafu na Obr. 85. Na obrázku je vidět porovnání mezi vzorky, které byly vyztuženy čtyřmi typy tkanin a jsou očíslovány čísly 2-5 a referenčními vzorky bez aramidové výztuže, které jsou označeny číslem 1. Z naměřených dat je zcela zřetelné, že vzorky,

kteře byly vyztuřeny aramidovými tkaninami, dosáhly menšího porušení na vstupní straně, než tomu bylo u referenčních vzorků bez jakékoli tkaniny. V tabulce 45 je vidět, že průměrná hodnota velikosti kráteru na vstupní straně dosahovala u vyztuřených desek až o 33,6 % menší plochy oproti běžným referenčním vzorkům. U všech vzorků s aramidovou tkaninou nedošlo k žádné penetraci a následnému vzniku kráteru na zadní straně, vyjma jednoho testovaného vzorku, který byl vyztuřen tkaninou typu P-221. Velikosti vzniklých kráteru u vzorků s typem tkaniny P-221 byly o téměř 9 % vyšší než u typu G-154, kde byly jednotlivé vrstvy propojeny líniově. Rozdíly mezi vzorky s různými typy tkanin, ale vždy se dvěma vrstvami u každého povrchu dosáhly hodnoty 442 mm². Tento rozdíl byl hlavně způsoben typem spojení horní a spodní aramidové vrstvy. Bylo zjištěno, že nejlepší způsob propojení obou vrstev, z pohledu balistické odolnosti, je spojení za pomoci tkanin, to znamená pomocí jednotlivých nití procházejících přes celý průřez vzorku. Vzorky s líniovým propojením měly vyšší průměrnou hodnotu velikosti vzniklého kráteru, jelikož na rozhraní betonové směsi a líniového spojení docházelo k delaminaci v důsledku nedostatečného spojení se sousední vrstvou. Jelikož aramidová tkanina procházela skřze celý průřez, tak rozdělila vzorek na několik samostatných prizmatických trámčů, které v místě kontaktu byly spojeny pouze cementovou pastou o nízké tahové pevnosti, což mělo zásadní vliv na velikost vzniklého porušení.



Obr. 83 Penetrovaná testovací deska

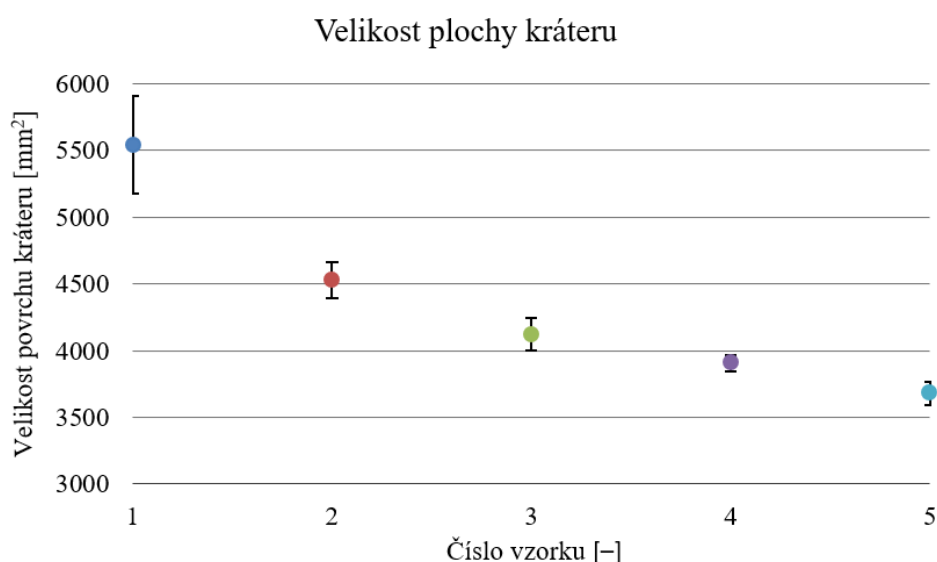


Obr. 84 Detail vstupního kráteru

Tabulka 45: Velikost kráterů vzorků s aramidovými tkaninami po průstřelu

Číslo druhu	Typ tkaniny	Počet vrstev tkanin	Velikost plochy kráteru [mm ²]			
			Vstupní strana		Výstupní strana	
			Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka	Průměrná hodnota	Směrodatná odchylka
1	---	---	5542	723	4688	666
2	P-221	1 vrstva	4528	277	4023*	2323*
3	G-154	2 vrstvy	4121	248	0	0
4	D-2155	2 vrstvy	3907	126	0	0
5	D-2255	2 vrstvy	3679	174	0	0

* Velikost kráteru na výstupní straně byla měřena pouze na jednom vzorku. Ostatní vzorky byly na zadní straně neporušeny.



Obr. 85 Velikosti plochy kráteru pro jednotlivé typy tkanin

Bylo experimentálně ověřeno, že využití textilních aramidových tkanin, jakožto výztuže do ultra-vysokopevnostního kompozitu, zvyšuje významně balistickou odolnost. Při použití dvou vrstev tkanin u každého povrchu je dosaženo, že vzorek není penetrován, na zadní straně nevznikají žádné fragmenty a velikost kráteru na přední straně je minimalizována o více jak 33 % oproti nevyztuženému vláknobetonu. To je způsobeno zvýšenou absorpcí desky, které je dosaženo použitím aramidových tkanin při obou površích vzorku. Zvýšená absorpce, obzvláště v tahové oblasti, je velice důležitý faktor, který je

zcela zásadní při odrazu vnitřní vlny v materiálu o zadní stranu vzorku. Díky dvěma vrstvám aramidových tkanin nedošlo při průchodu vlny k poškození zadní strany a díky tomu nebyly testované vzorky penetrovány. Lze tedy konstatovat, že je možné značně zvýšit balistickou odolnost ultra-vysokopevnostního kompozitu vyztuženého kovovými vlákny pouze s minimálním nárůstem hmotnosti. Toto zjištění má velice významný dopad na praktické využití, kdy hmotnost ochranných konstrukcí hraje u zodolnění kritické infrastruktury a obzvláště u bezpečnostních složek důležitou roli. Na druhé straně je důležité brát v potaz nezanedbatelné navýšení ceny v důsledky použití aramidových tkanin.

5.5 Vzorky UHPSFRC se stříkanými pěnamí

Vzorky z UHPSFRC o tloušťce 50 mm byly opatřeny vrstvou nástřiku vždy z jedné nebo z obou stran (Obr. 86–91). V tabulce 46 jsou uvedeny výsledky balistické zkoušky v závislosti na tloušťce, straně nástřiku a typu použité ráže. Typy ráží jsou v tabulce uvedeny v pořadí zleva doprava dle rostoucí energie a velikosti penetračního účinku. Během balistických zkoušek byly testovány jen některé vzorky z důvodu předpokladu redundantnosti výsledku při klesající tloušťce nástřiku. Například v případě penetrace vzorku s tloušťkou nástřiku 6 mm lze předpokládat, že při použití stejné ráže, vzorek o tloušťce nástřiku 2 mm, bude rovněž penetrován.

Z tabulky 46 je zřejmé, že přínos této technologie v otázce zvýšení balistické odolnosti je zcela minimální. Naopak nezanedbatelnou výhodou je lokalizace poškození pouze na jeden bod o velikosti průměru projektilu v místě, kde střela vstoupila do materiálu. Díky tomu je zcela omezena fragmentace na vstupní i výstupní straně vzorku a tím je značně sníženo nebezpečí zranění nebo poškození okolních objektů (Obr. 88–90).

5.5.1 Použití pěny na přední straně vzorku

Zkoušky zcela jasně ukázaly, že použití nástřiku na přední straně vzorku, to znamená na straně, kde dojde k prvotnímu impaktu projektilu, má z pohledu zvýšení balistické odolnosti zcela zanedbatelný přínos. Stejný přínos má i použití nástřiků na přední straně v tloušťkách 4 a 6 mm. U všech testovaných vzorků došlo k celkové penetraci, stejně jako u vzorků bez jakéhokoli nástřiku.

Jak bylo zmíněno, jediným přínosem této ochrany je zabránění odlétávání fragmentů způsobených dopadem projektilu na vzorek, které mohou mít zraňující a zničující účinky.

5.5.2 Použití pěny na zadní straně vzorku

Nanesení nástřiku na zadní stranu testovaného vzorku, kde je zvýšení tahové odolnosti zcela zásadní pro balistickou odolnost [30, 31], mělo pozitivní vliv pro ráže 5,56×45 SC a 7,62×39 SC již při tloušťce nástřiku 2 mm. V těchto dvou případech (Obr. 86) byl vzorek pouze perforován a vzniklý výstupní kráter byl zachycen pěnovým nástřikem a nedošlo k žádnému uvolnění projektilu a ani jiných fragmentů. V dalším kroku byly testovány ráží s vyšší dopadovou energií a penetračním účinkem, tzn. ráže 5,56×45 SCP1 a 7,62×39 SCP1. Oba typy projektilů plně penetrovaly testované vzorky s nástřiky o tloušťkách 4 i 6 mm (Obr. 91). Z tohoto důvodu nebyly vzorky zkoušeny municí 7,62×51 HC1, která disponuje vyšší energií a penetračním účinkem.

5.5.3 Použití pěny na obou stranách

S přihlédnutím k výsledkům vzorků s nástřikem na přední a zadní straně (Tabulka 46) byly použity ráže 5,56×45 SCP1, 7,62×39 SCP1 a 7,62×51 HC1. Ve všech případech, tzn. při tloušťkách nástřiku 2, 4 a 6 mm, byly vzorky opět perforovány. Částečně tyto data potvrzují predikci v podobě neúčinnosti nástřiku na vstupní straně vzorku a rovněž v nedostatečném zvýšení balistické odolnosti na straně výstupní.

Z globálního hlediska lze říct, že stříkané pěny mají největší přínos v podobě ochranného povlaku s vysokou duktilitou. Díky této vlastnosti nedochází ke vzniku sekundárních fragmentů se zraňujícím účinkem. Díky tomuto efektu by v blízkosti dopadu střely nedošlo ke ztrátám na životě a majetku. Zjištěné výsledky potvrzují hlavní účel využití této technologie, kdy primárním cílem je zadržení fragmentů, obzvláště vzniklých při výbuchu [79]. Z pohledu zvýšení balistické odolnosti má tento materiál jen velice malý přínos, a to jen v případě olovených puškových ráží. Při zohlednění vysoké pořizovací ceny těchto nástřiků se tato technologie jeví jako zcela nevhodná pro zlepšení penetračních vlastností UHPFRC kompozitů.

Tabulka 46: Penetrace vzorků s nástřikem

	Tloušťka nástřiku	Typ ráže				
		5,56×45 SC	7,62×39 SC	5,56×45 SCP1	7,62×39 SCP1	7,62×51 HC1
Přední strana	2 mm	P*	P	-	-	-
	4 mm	P	P	-	-	-
	6 mm	P	P	-	-	-
Zadní strana	2 mm	PF*	PF	-	-	-
	4 mm	-	-	P	P	-
	6 mm	-	-	P	P	-
Z obou stran	2+2 mm	-	-	P	P	-
	4+4 mm	-	-	P	P	-
	6+6 mm	-	-	P	P	P

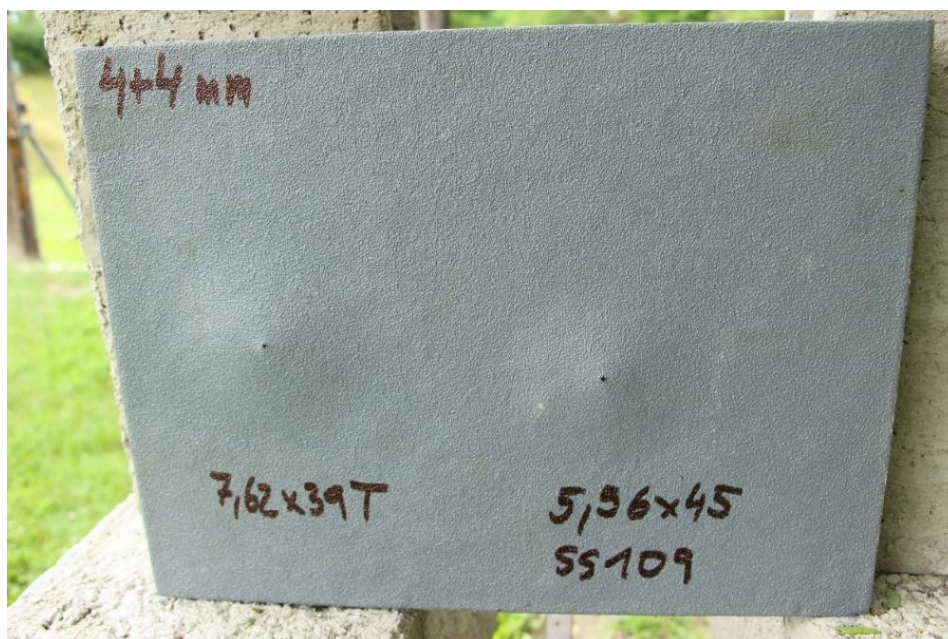
*Použité zkratky: PF – perforace vzorku; P – Penetrace vzorku



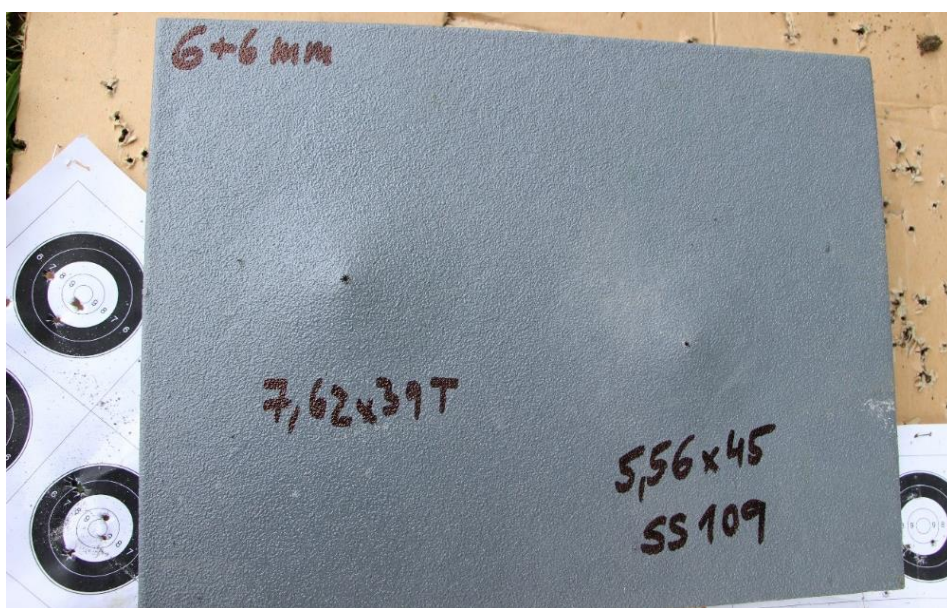
Obr. 86 Vrstva nástřiku 2 mm na výstupní straně vzorku



Obr. 87 Řez vzorkem s úpravou Paxcon na výstupní straně (2 mm)



Obr. 88 Vrstva 4 mm nástřiku na obou stranách vzorku



Obr. 89 Vrstva 6 mm nástřiku na obou stranách vzorku



Obr. 90 Řez vzorkem s úpravou Paxcon při obou površích



Obr. 91 Řez vzorkem s úpravou Paxcon na výstupní straně (4 mm)

6 Aplikované využití výsledků výzkumu

Část získaných poznatků a výsledků, které jsou prezentovány v této práci, byly uplatněny při průmyslovém vývoji a výrobě mobilních balistických bariér, které vznikly v rámci projektu Ministerstva průmyslu a obchodu ve spolupráci se společností KŠ Prefa s.r.o. Systém mobilních balistických bariér je založený na velké mobilitě a univerzálnosti celého řešení, kterého je dosaženo spojováním základních dílců do požadovaných konstrukcí, poskytující odolnost vůči průstřelu, účinkům výbuchu a nárazu vozidel. Hlavní uplatnitelnost mobilních bariér spočívá v ochraně objektů a budov strategické infrastruktury, v tvorbě speciálních kontrolních bodů a opevněných stanovišť. V případě potřeby usměrnění davu je lze využít i jako mobilní městské bariéry nebo jako ochrana hudebních a sportovních akcí. Velký přínos mají i jako bezpečnostní prvek použitelný pro ochranné koridory na střelnicích a v tréninkových centrech.

Systém se skládá z tenkostěnných deskových prvků o základním rozměru 150×40×4 cm se čtyřmi zámky na krajích desek, které slouží pro zaklesnutí dvou dílců do sebe. Opakováním tohoto jednoduchého principu skládání lze vytvořit tři základní sestavy ochranných konstrukcí – stěna, čtyřhran a šestihran. Stěnová sestava se vyznačuje velkou stabilitou proti překlopení a lze sestavovat v mnoha variantách s úhly od 60° do 120°. Primárně je určena pro přehrazení střeženého perimetru a usměrňování davu, pro přehrazení náměstí a silnic, pro ochrana sportovních a hudebních akcí a ochranu strategických objektů a koridorů. Druhým základním typem konstrukce je čtyřhran, který plní hlavně funkci malého strážního stanoviště pro vizuální kontrolu hlídané oblasti či jako dočasné zázemí pro bezpečnostní nebo záchranné složky. V případě potřeby ho lze osadit vstupními balistickými dveřmi a rovněž pozorovacím či balistickým oknem s lafetací pro zbraň. Největší základní tvarovou sestavou je šestihran, který plní účel velkého hlídkovacího stanoviště, dočasného skladu či cely předběžného zadržení. Nespornou výhodou je pozorovací a obranný 360-ti stupňový rádius, kdy jednotlivé dílce lze osadit balistickými dveřmi, střílnou či neprůstřelným oknem. Další výhodou šestihranu je možnost vícepodlažní konstrukce, díky čemuž je možné budovat patrové strážní věže.



Obr. 92 Základní deskový prvek



Obr. 93 Balistická stěna



Obr. 94 Balistický čtyřhran



Obr. 95 Balistický šestihran



Obr. 96 Způsob skládání prvků



Obr. 97 Využití systému Policií ČR



Obr. 98 Využití systému Armádou ČR



Obr. 99 Využití systému německou Policíí – SPJ Drážďany



Obr. 100 Systém s vyšší balistickou odolností (zdvojená konstrukce)

Vyvinutý systém ve svém základním provedení, tzn. při použití jedné vrstvy desek s tloušťkou 4 cm, splňuje mezinárodní normu EN 1522, respektive normu EN 1523 ve třídě FB 4. Jedná se o mezinárodní dokument popisující způsob testování odolnosti proti průstřelu a zároveň i stanovuje metodiku pro klasifikaci dle jednotlivých balistických tříd od FB 1 až po třídu FB 7. Každá třída je vždy klasifikována dle typu ráže, její kinetické energie, rychlosti a hmotnosti střely. V případě použití dvou vrstev desek s tloušťkou 4 cm (Obr. 100) je tento systém certifikován až na balistickou třídu FB 7, což odpovídá většině běžně používaným ručním palným zbraním.

Ve spolupráci s Armádou ČR byl tento systém testován i na odolnost vůči výbuchu, respektive vůči účinkům tlakové vlny. Testována byla liniová stěna ve tvaru zik-zak o velikosti šesti polí, délce 6 m a výšce 1,8 m. Zkouška byla provedena dle mezinárodní normy ISO 16933:2007. V tomto dokumentu je uvedena jak metodika testování, včetně uvedení zátěžových tlaků a sil, tak i postup pro vyhodnocování odolnosti testované konstrukce. Sestava

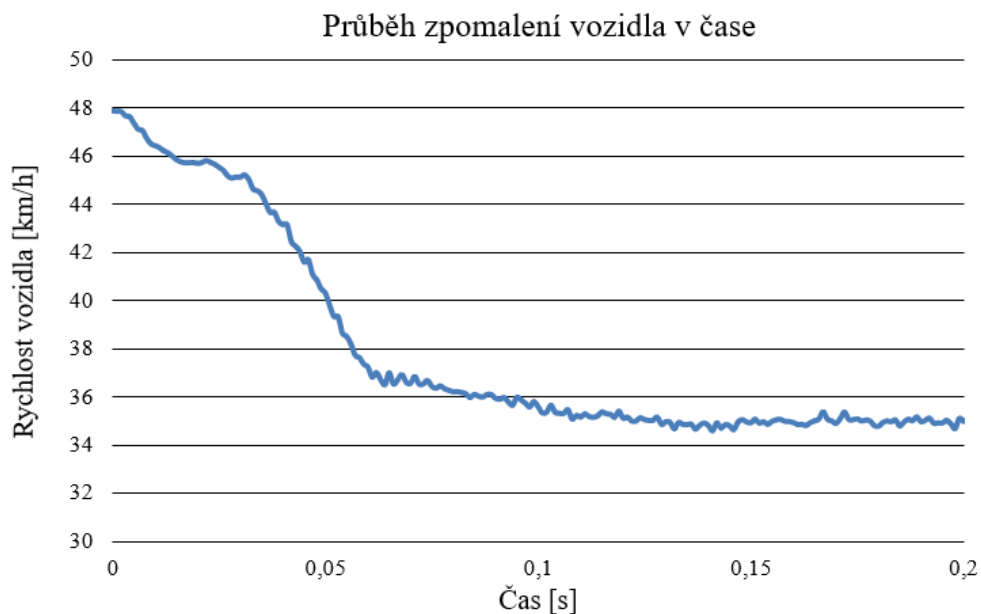
na obrázku splnila parametry a může být zařazena do třídy odolnosti SB4(X). Test byl proveden s náloží o ekvivalentu 3,6 kg TNT a výbušnina byla umístěna na podklad ve vzdálenosti 3,4 m od hrany testované konstrukce. Během výbuchu nedošlo k posunutí ani přetočení konstrukce. Došlo pouze k lokálním poškozením v místech zámku (zúžení panelu), přičemž vznikly vlasové trhliny, které však byly přeneseny vnitřní rozptýlenou výztuží a nedošlo tudíž k celkovému kolapsu žádného panelu a ani ke zratelnějším deformacím. Rovněž byl potlačen vznik sekundárních fragmentů s vysokým zraňujícím účinkem.



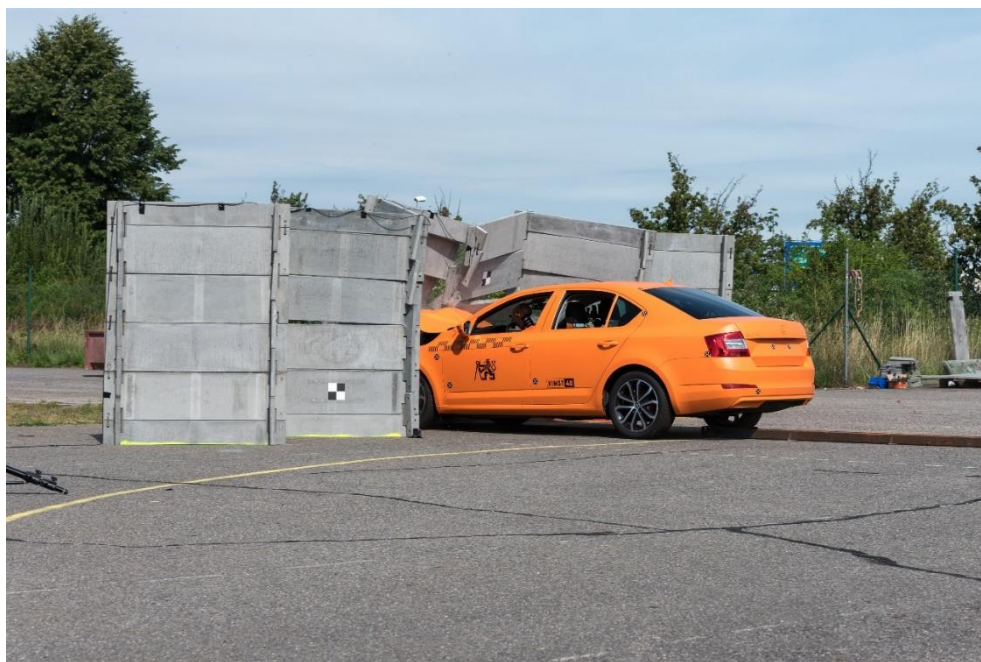
Obr. 101 Sestava pro testování odolnosti proti výbuchu

I přestože je tento systém primárně určen pro ochranu před účinky střelných zbraní a popřípadě před tlakovou vlnou způsobenou výbuchem a vzniklými fragmenty, tak disponuje určitou odolností proti nárazu vozidla. Respektive je schopen snížit rychlost jedoucího vozidla až o 27,1 % (Obr. 102). Testována byla první generace prototypu s ultra-vysokohodnotného kompozitu s rozptýlenou výztuží, avšak bez jakékoli prutové výztuže (Obr. 103–104).

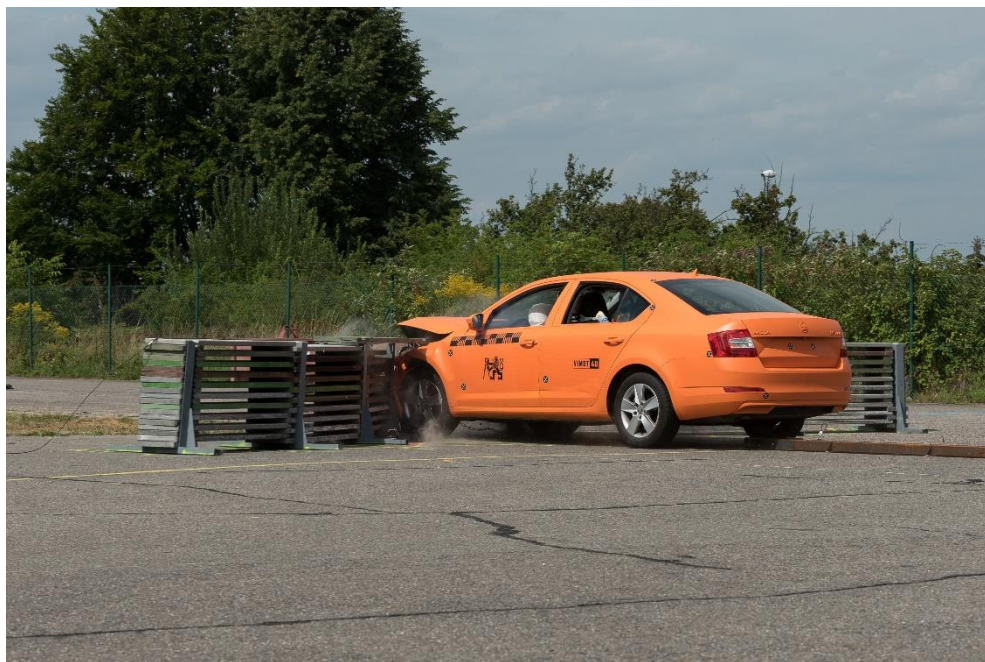
Při nárazu vozidla došlo k poškození většiny desek v místě zámku, respektive v místě zúžení panelu, kde je odolnost výrazně nižší. Lze předpokládat, že v případě propojení jednotlivých desek za pomoci kovových spon a při použití prutové výztuže v oblastech zámků, by odolnost a s tím spojená schopnost vozidlo zpomalit byla výrazně vyšší. Tato premisa bude zkoumána a rozvíjena v navazujícím výzkumu.



Obr. 102 Průběh zpomalení vozidla



Obr. 103 Náraz osobního vozidla do mobilní balistické bariéry



Obr. 104 *Náraz osobního vozidla do mobilní balistické bariér*

7 Závěr a směřování dalšího výzkumu

Cílem tohoto výzkumu bylo posouzení vlastností jednotlivých vrstev a složek tenkostěnného kompozitu na bázi vysokopevnostního mikrobetonu. Složení kompozitu bylo nutné navrhnout tak, aby vytvořená sendvičová konstrukce disponovala vysokou balistickou odolností, nízkými výrobními náklady, malou hmotností a nutné bylo zohlednit i schopnost odolávat degradačním procesům.

Nosné jádro kompozitu bylo tvořeno UHPSFRC materiálem s rozptýlenou vláknitou výztuží, která měla za úkol absorbovat a disipovat energii pronikajícího projektilu. Ve všech případech byla v matrici použita vysokopevnostní kovová vlákna v objemovém zastoupení 1,5 %. Zkoumáno bylo celkem šest druhů záměsí s rozdílnými křivkami zrnitosti, přičemž obsahovaly kamenivo frakce 0/2 mm a tři frakce mikropísků o maximální velikosti zrna 1,2 mm. Nejlepších mechanických parametrů s ohledem na ekonomickou stránku bylo dosaženo při použití záměsi F, která obsahovala všechny tři druhy mikropísků (ST 01/06, ST 03/08, ST 06/12) a kamenivo frakce 0/2 mm.

Z důvodu zlepšení tvrdosti a pevnosti v tlaku testovaného kompozitu bylo použito korundové a čedičové kamenivo jako částečná náhrada křemičitých písků. V obou případech bylo nahrazeno 10 %, 15 %, 20 %, 25 % a 30 % písků, přičemž bylo použito korundové kamenivo frakce 3/5 mm a čedičové kamenivo frakcí 0/4 mm a 2/5 mm. Přídavek korundového kameniva měl pozitivní vliv z pohledu materiálových vlastností zejména na zvýšení tlakové pevnosti a snížení hloubky penetrace (DOP). Již přídavek 10 % korundu měl v porovnání s referenční UHPSFRC směsí za následek nárůst pevnosti v tlaku o více jak 10 % a pokles hloubky penetrace o téměř 12 %. S rostoucím množstvím korundu se také zvětšovala plocha kráteru na výstupní straně testovaných vzorků, přičemž oproti UHPSFRC bez přídavku kameniva bylo dosaženo až dvojnásobné velikosti kráteru.

Bylo zjištěno, že použití čedičového kameniva má pozitivní vliv obzvláště na balistickou odolnost kompozitu. V případě 30 % náhrady křemičitých písků čedičem došlo nejenom k poklesu hloubky penetrace na obdobnou hodnotu

jako v případě korundového kameniva, ale rovněž žádný z testovaných vzorků nebyl perforován skrz. Naopak v případě nižších procentuálních náhrad čediče (10 % a 15 %) dosahovaly materiálové vlastnosti horších hodnot než u samotné referenční směsi UHPSFRC. I v případě čediče byl zaznamenán rostoucí trend velikosti plochy výstupního kráteru v závislosti na zvětšujícím se objemu náhrady vyjma 30 %, kdy v důsledku jen částečné penetrace na zadní straně vzorků nevznikl výstupní kráter. Měření velikosti kráterů ukázalo nejvyšší hodnoty ze všech testovaných vzorků, přičemž v porovnání s UHPSFRC bylo dosaženo 2,8 násobku a u vzorků s korundovým kamenivem téměř 1,4 násobku plochy. Při předpokladu závislosti plochy kráteru na velikostí disipované energie projektilu, lze říci, že se zvyšující se plochou roste i balistická odolnost kompozitu. Toto tvrzení však bude nutné v navazujícím výzkumu empiricky verifikovat za pomoci měření zbytkové rychlosti projektilu, respektive jeho reziduální kinetické energie.

Z pohledu zvýšení tahové kapacity zvláště na výstupní straně konstrukce byly zkoumány vlastnosti vysokopevnostních tkanin a stříkaných pěn. Byly použity čtyři typy textilních aramidových tkanin lišících se v počtu vrstev na každé straně testovaného vzorku a druhem jejich propojení. Ve všech případech byly tkaniny vloženy do formy jako ztracené bednění a následně byly vylity UHPSFRC kompozitem s 1,5 % rozptýlené kovové výztuže. Při použití dvou vrstev tkanin u každého povrchu nebyly testované vzorky perforovány a na zadní straně nevznikly žádné fragmenty. Zároveň velikost kráteru na vstupní straně byla snížena o více jak 33 % oproti nevyztuženému vláknobetonu. To bylo zapříčiněno zvýšenou absorpcí kompozitu, což je zcela zásadní parametr při odrazu vnitřní vlny v materiálu o zadní stranu vzorku. Díky dvěma vrstvám aramidových tkanin nedošlo při průchodu vlny k poškození zadní strany a díky tomu nebyly testované vzorky perforovány.

Jádro vzorků s povrchovou úpravou v podobě přídatné vrstvy stříkané pěny bylo tvořeno opět UHPSFRC směsí s 1,5 % ocelových vláken. Po vyžrání vyrobených testovacích vzorků na ně byly nanášeny vrstvy pěnového nástřiku s obchodním názvem Paxcon PX-3350 v tloušťkách 2, 4 a 6 mm, vždy na jednu nebo obě strany vzorku. Výsledky ukazují, že přínos stříkaných pěn nanesených na povrch vzorku je z pohledu balistické odolnosti zcela minimální. Jedinou

výhodou této technologie je významná lokalizace poškození omezující se na plochu o velikosti průměru projektilu. Díky tomu je omezena fragmentace na vstupní i výstupní straně vzorku a tím jsou značně sníženy případné škody na majetku a újma na lidských životech.

Hlavním cílem výzkumu bylo posouzení skladby a jednotlivých vrstev kompozitní tenkostěnné konstrukce po stránce balistické odolnosti. Z tohoto pohledu se jako nejvhodnější jeví využití vysokopevnostních aramidových tkanin ve formě ztraceného bednění a také použití 30-ti procentní náhrady křemičitých písků čedičovým kamenivem. Obě tyto řešení přinesly zvýšení balistické odolnosti, přičemž žádný z těchto vzorků s tloušťkou 5 cm nebyl perforován skrz. Vyjma stříkaných pěn i ostatní zvolené úpravy kompozitu přinesly určité zvýšení balistické odolnosti, popřípadě snížení ekonomické náročnosti a zjištěné poznatky budou využity během dalšího výzkumu.

Dalším cílem této práce bylo posouzení vytvořeného kompozitu i po stránce ekonomické a technické s použitím modelu založeném na bázi efektivity pomyslného trojúhelníku „cena × hmotnost × odolnost“. Z pohledu ceny, respektive ekonomické přijatelnosti, je využití aramidových tkanin nejméně vhodným řešením, kdy v porovnání s korundovým kamenivem jsou náklady 7 krát a v případě čediče dokonce 15 krát vyšší. Pokud by byla zahrnuta do ceny i složitost výroby, byl by rozdíl v cenách ještě významnější. Parametr hmotnosti byl v tomto případě při zvolené tloušťce 5 cm zanedbatelný. Maximální hmotnostní rozdíl mezi vzorky s aramidovými tkaninami a tělesy s čedičem činil necelých 6,5 %, což je vzhledem k ekonomické stránce minimální rozdíl. Hmotnost by byla důležitým faktorem v případě vyšší balistické odolnosti, kdy by při použití masivní UHPSFRC konstrukce mohlo dojít k neúměrnému nárůstu hmotnosti. Poslední vrcholem pomyslného trojúhelníku je odolnost. Zkoumané materiály a složky kompozitu byly z pohledu balistické odolnosti již zhodnoceny v předešlém odstavci, tudíž posledním parametrem pro posouzení byla míra odolnosti vůči degradačním procesům. UHPSFRC mikrobeton vyniká právě svojí odolností vůči agresivnímu prostředí, kdy jeho teoretická životnost bez nutnosti nákladné údržby se odhaduje na vyšší desítky let. To je zapříčiněno zvláště vysokým obsahem cementu, latentně hydraulickými

příměsemi a také uzavřenou pórovou strukturou, čímž je značně ztíženo pronikání degradačních látek do struktury kompozitu. Naopak aramidová vlákna jsou v neošetřené podobě náchylné na degradaci UV zářením a na působení koncentrovaných chemických látek.

Pokud vezmeme v potaz všechny vrcholy zmíněného trojúhelníka, jeví se jako nejvhodnější složení kompozitu UHPSFRC matrice s rozptýlenou výztuží, u které je 30 % křemičitých písků nahrazeno čedičovým kamenivem frakce 0/4 mm a 2/5 mm. Z pohledu balistické odolnosti by bylo výhodné tento kompozit zkombinovat s aramidovými tkaninami, které by tvořily ztracené bednění na povrchu. Takové řešení by však bylo z ekonomického pohledu výrazně náročnější.

V pokračujícím výzkumu bude tato technologická varianta testována a zároveň bude zkoumáno, zda není možné přínos vysokopevnostních tkanin z větší části nahradit ekonomicky vhodnější alternativou, například v podobě vyššího procentuálního zastoupení rozptýlené výztuže nebo kameniva s vysokou tvrdostí. Testování budou rovněž probíhat na vzorcích větších rozměrů, čímž bude co nejvíce eliminován tzv. „size-effect“.

V návaznosti na získané poznatky, zvláště z oblasti principů porušení jednotlivých vrstev kompozitu, bude další výzkum směřován k vytvoření obecné metodiky pro kvantifikování a vyhodnocení balistické odolnosti bez ohledu na použité materiály.

Velice zajímavým a v budoucnu důležitým tématem bude optimalizace UHPFRC mikrobetonů, navržených a využitelných v průmyslových podmínkách i s ohledem na dostupnost a stálost vstupních složek. S tím souvisí i ekonomická optimalizace směsí, respektive využití běžněji užívaných vstupních surovin s cílem dosáhnout co nejmenšího snížení materiálových parametrů.

Použitá literatura

- [1] Krauthammer, T.: Modern protective structures. CRC Press, 2008.
- [2] Zhang, M.H. et al.: Resistance of high-strength concrete to projectile impact. *Int. J. Impact Eng.*, 31, 2005, pp. 825–841.
- [3] Sovják, R. et al.: Response of Thin UHPFRC Targets with Various Fibre Volume Fractions to Deformable Projectile Impact. *Procedia Eng.*, 193, 2017, pp. 3–10.
- [4] Nicolaides, D. et al.: Development of a new Ultra High Performance Fibre Reinforced Cementitious Composite (UHPFRCC) for impact and blast protection of structures. *Constr. Build. Mater.*, 95, 2015, pp. 667–674.
- [5] Nicolaides, D. et al.: Experimental field investigation of impact and blast load resistance of Ultra High Performance Fibre Reinforced Cementitious Composites (UHPFRCCs). *Constr. Build. Mater.*, 95, 2015, pp. 566–574.
- [6] Vavříník, T. et al.: Numerical analysis of projectile impact on cementitious composite. In: *AIP Conference Proceedings*. American Institute of Physics AIP, 2013, pp. 1012–1015.
- [7] Yoo, D.-Y. et al.: Effect of fiber content on mechanical and fracture properties of ultra high performance fiber reinforced cementitious composites. *Compos. Struct.*, 106, 2013, pp. 742–753.
- [8] Abbas, S. et al.: Exploring mechanical and durability properties of ultra-high performance concrete incorporating various steel fiber lengths and dosages. *Constr. Build. Mater.*, 75, 2015, pp. 429–441.
- [9] Smith, J. et al.: Discrete modeling of ultra-high-performance concrete with application to projectile penetration. *Int. J. Impact Eng.*, 65, 2014, pp. 13–32.
- [10] Lovichova, R. et al.: The fibre orientation influence in cementitious composite against extreme load resistance. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. IOP Publishing, 2018.
- [11] Aïtcin, P.-C.: High performance concrete. CRC Press, 2011.

- [12] Banthia, N. et al.: Fiber synergy in Hybrid Fiber Reinforced Concrete (HyFRC) in flexure and direct shear. *Cem. Concr. Compos.*, 48, 2014, pp. 91–97.
- [13] Pająk, M. et al.: Laboratory investigation on the influence of high compressive strain rates on the hybrid fibre reinforced self-compacting concrete. *Constr. Build. Mater.*, 227, 2019, pp. 1166–1187.
- [14] Máca, P. et al.: Mix design of UHPFRC and its response to projectile impact. *Int. J. Impact Eng.*, 63, 2014, pp. 158–163.
- [15] Kravanja, S., Sovják, R.: Ultra-high-performance fibre-reinforced concrete under high-velocity projectile impact. Part II. applicability of prediction models. *Acta Polytech.*, 58, 2018, pp. 355–364.
- [16] Kravanja, S. et al.: Penetration Resistance of Semi-infinite UHPFRC Targets with various Fiber Volume Fractions against Projectile Impact. *Procedia Eng.*, 193, 2017, pp. 112–119.
- [34] H. Wu, Q. Fang, Y.D. Zhang, Z.M. Gong, Semi-theoretical analyses of the concrete plate perforated by a rigid projectile, *Acta Mech Sin*, 28, 2012, pp. 1630-1643.
- [18] X.W. Chen, X.L. Li, F.L. Huang, H.J. Wu, Y.Z. Chen, Normal perforation of reinforced concrete target by rigid projectile, *Int J Impact Eng*, 35 , 2008, pp. 1119-1129.
- [19] V.K. Luk, M.J. Forrestal, Penetration into semi-finite reinforced concrete targets with spherical and ogival nose projectiles, *Int J Impact Eng* 6, 1987, pp. 291-301.
- [20] M.J. Forrestal, B.S. Altman, J.D. Cargile, S.J. Hanchak, An empirical equation for penetration depth of ogive-nose projectiles into concrete targets, *Int J Impact Eng* 15, 1997, pp. 395-405.
- [21] J.D. Riera, Penetration, scabbing and perforation of concrete structure hit by solid missile, *Nucl Eng Des* 115, 1989, pp. 121-131.
- [22] Q.M. Li, S.R. Reid, H.M. Wen, A.R. Telford, Local impact effects of hard missiles on concrete targets, *Int J Impact Eng* 32, 2005, pp. 224-284.

- [23] Ried S.R., Wen H.M., Predicting penetration, cone cracking, scabbing and perforation of reinforced concrete targets struck by flat-faced projectiles; Umist Report ME/AM/02.01/TE/G/018507/z, 2001.
- [24] Y.Peng, H.Wu, Q.Fang, Z.M.Gong, X.Z.Kong, A note on the deep penetration and perforation of hard projectiles into thick targets, International Journal of Impact Engineering, Volume 85, 2015, pp. 37-44.
- [25] X.W. Chen, S.C. Fan, Q.M. Li, Oblique and normal penetration/perforation of concrete target by rigid projectiles, Int. Journal Impact Eng. 30, 2004, pp. 617-637.
- [26] A.N. Dancygier, D.Z. Yankelevsky, High strength concrete response to hard projectile impact, Int. Journal Impact Eng. 18, 1996, pp. 583-599.
- [27] A.N. Dancygier, Rear face damage of normal and high-strength concrete elements caused by hard projectile impact, ACI Structure Journal 95, 1998, pp. 291-304.
- [28] H. Wu, Q. Fang, Y. Peng, Z.M. Gong, X.Z. Kong, Hard projectile perforation on the monolithic and segmented RC panels with a rear steel liner, Int. Journal Impact Eng. 76, 2015, pp. 232-250.
- [29] S.J. Hanchak, M.J. Forrestal, E.R. Young, J.Q. Ehrigott, Perforation of concrete slabs with 48 MPa (7 ksi) and 140 MPa (20 ksi) unconfined compressive strengths, Int. Journal Impact Eng. 12, 1992, pp. 1-7.
- [30] Y. Peng, H.Wu, Q.Fang, J.Z. Liu, Z.M.Gong, Residual velocities of projectiles after normally perforating the thin ultra-high performance steel fiber reinforced concrete slabs, International Journal of Impact Engineering 97, 2016, pp. 1-9.
- [31] S. Wang, H. T. Nam Le, L. H. Poh, H. Feng, M.H. Zhang, Resistance of high-performance fiber-reinforced cement composites against high-velocity projectile impact; International Journal of Impact Engineering 95, 2016, pp. 89-104.
- [32] Mára, M.; Máca, P., Fracture surface measurement of concrete with respect to loading speed, Mechanical, Thermal and Hygric Properties of Buildings Materials, 2014, pp. 94-99.

- [33] J.J. Gilman, Chemistry and physics of mechanical hardness, John Wiley & Sons, Inc, New Jersey, 2009.
- [34] M. Rydval, Technologie a vlastnosti UHPC, Diplomová práce, ČVUT Fsv, Praha, 2012.
- [18] Betonové konstrukce 21. století; Betony s přidanou hodnotou, BETON TKS, s.r.o., 2012, str. 43-49.
- [36] Y.L. Voo, S. Foster, L.G. Pek, Ultra-High Performance Concrete – Technology for Present and Future. ACI Singapore, Building Construction Authority Joint Seminar on Concrete for Sustainability, Productivity and The Future, 2017.
- [37] N.M.Azmee, N.Shafiq, Ultra-high performance concrete: From fundamental to applications, Case Studies in Construction Materials, Volume 9, 2018.
- [38] B.S. Kim, S. Kim, Y.J. Kim, S.Y. Park, K.T. Koh, C. Joh, R&D activities and application of ultra-High performance concrete to cable-stayed Bridges, Proceedings of Hipemat, 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Performance Construction Materials, 2012, pp. 865-872.
- [39] M. Schmidt, Sustainable building with ultra-High performance concrete (UHPC) – coordinated research program in Germany, Proceedings of Hipemat, 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Performance Construction Materials, 2012, pp. 17-25.
- [40] Grand View Research, Inc., Ultra High Performance Concrete (UHPC) Market Analysis By Product, By Application, And Segment Forecasts, 2018–2025, [online]. Dostupné z: <https://www.grandviewresearch.com/industry-analysis/ultra-high-performance-concrete-uhpc-market>, 8. 10. 2020.
- [41] P. Richard, M. Cheyrezy, Composition of reactive powder concrete. In: Cement and Concrete Research 25, No. 7, 1995, pp. 1501-1510.
- [42] EBETON, Svaz výrobců betonu ČR [online]. Dostupné z: <http://www.ebeton.cz/pojmy/latentne-hydraulicke-primesi>, 18. 7. 2020.
- [43] P. Kaur, M. Talwar, Different types of Fibres used in FRC, International Journal of Advanced Research in Computer Science, 2017, pp. 380-383.

- [44] K. Trtík, Vyztužování struktury betonu ocelovými vlákny, [online]. Dostupné z: <https://adoc.pub/vyztuovani-struktury-betonu-ocelovymi-vlakny-vut-fakulta-sta.html>, 27. 10. 2020.
- [45] Česká technická norma ČSN EN 14845-1:2007, Český normalizační institut, ICS 91.100.30, 72 3433, 2008.
- [46] P. Kosár, Reologie v technologii anorganických pojiv, bakalářská práce, Vysoké učení technické v Brně, Fakulta chemická, Ústav chemie materiálů, Brno, 2011.
- [47] F. Mahmoodzadeh, S.E. Chidiac, Rheological models for predicting plastic viscosity and yield stress of fresh concrete, *Cement and Concrete Research* 49, 2013, pp. 1-9.
- [48] S.E. Chidiac, F. Mahmoodzadeh, Plastic viscosity of fresh concrete – A critical review of predictions methods, *Cement & Concrete Composites* 31, 2009, pp. 535–544.
- [49] C.F. Ferraris, F. deLarrard, Testing and Modeling of Fresh Concrete Rheology, Building and Fire Research Laboratory National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, 1998.
- [50] C.F. Ferraris, F. deLarrard, N. Martys, Fresh concrete rheology—recent developments, in: Sidney Mindess, Jan Skalny (Eds.), *Materials Science of Concrete VI*, 735, The American Ceramic Society, Ceramic Place, Westerville, OH 43081, 2001, pp. 215–241.
- [51] Z. Toutou, N. Roussel, Multi scale experimental study of concrete rheology: from water scale to gravel scale, *Material Structures* 39, 2006, pp. 189–199.
- [52] B. Ildefonse, C. Allain, C. Coussot, Des grands écoulements naturels a la dynamique du tas de sable, Cemagref edition, 1997.
- [53] A. Leemann, F. Winnefeld, The effect of viscosity modifying agents on mortar and concrete, *Cement & Concrete Composites* 29, 2007, pp. 341–349.

- [54] N. Diamantonis, I. Marinos, M.S. Katsiotis, A. Sakellariou, A. Papathanasiou, V. Kaloidas, M. Katsioli, Investigations about the influence of fine additives on the viscosity of cement paste for self-compacting concrete, *Construction and Building Materials* 24, 2010, pp. 1518–1522.
- [55] Česká technická norma, ČSN EN 1015-3, Zkušební metody malt pro zdivo – Část 3: Stanovení konzistence čerstvé malty, ČNI, Praha, 2009.
- [56] P.C. AĪTCIN, Vysokohodnotný beton, 1. české vydání, Informační centrum ČKAIT, Praha, 2005.
- [57] JIP TECH, Přístrojová technika pro zkušebny stavebních hmot a laboratoře pracující v oblasti stavebnictví [online]. Dostupné z: www.jip-tech.cz, 14.9.2016.
- [58] Katedra materiálového inženýrství, Fakulta stavební, ČVUT [online]. Dostupné z: tpm.fsv.cvut.cz, 14.9.2019.
- [59] R. Lovichová, J. Fornůsek, L. Soukupová, J. Valentin, Ultrasound gel as suitable tool for simulation of the fiber orientation in the fiber reinforced concrete, *Experimentální analýza napětí 2016*, Český Krumlov, 2016.
- [60] D. Feys, R. Verhoven, G. de Schutter, *Cement and concrete Research*, 2008, pp. 920-929.
- [61] M.H. Zhang, V.P.W. Shim, G. Lu, C.W. Chew. Resistance of high-strength concrete to projectile impact. *International Journal of Impact Engineering.*, 31, 2005, pp. 825-841.
- [62] H. Langberg, G. Markeset. High performance concrete-penetration resistance and material development. *Proceedings of the ninth international symposium on interaction of the effects of munitions with structures*. 1999, pp. 933-941.
- [63] H. Wu, Q. Fang, X.W. Chen, Z.M. Gong, J.Z. Liu. Projectile penetration of ultra-high performance cement based composites at 510–1320 m/s. *Construction and Building Materials.*, 74, 2015, pp. 188-200.
- [64] H. Wu, Q. Fang, J. Gong, J. Z. Liu, J. H. Zhang, Z. M. Gong. Projectile impact resistance of corundum aggregated UHP-SFRC. *International Journal of Impact Engineering.*, 84, 2015, pp. 38-53.

- [65] Y. Peng, H. Wu, Q. Fang, J. Z. Liu, Z. M. Gong, Impact resistance of basalt aggregated UHP-SFRC/fabric composite panel against small caliber arm, *International Journal of Impact Engineering* 88, 2016, pp. 201-213.
- [66] Granata, P.J., Parvin, A.: An experimental study on Kevlar strengthening of beam–column connections. *Compos. Struct.*, 53, 2001, pp. 163–171.
- [67] Bandaru, A.K. et al.: Mechanical behavior of Kevlar/basalt reinforced polypropylene composites. *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, 90, 2016, pp. 642–652.
- [68] Kim, S.G. et al.: Direct tensile responses of aramid fiber reinforced cementitious composites and textile reinforced cementitious composites with 3D spacer fabric at high strain rates. *Constr. Build. Mater.*, 168, 2018, pp. 232–243.
- [69] F. Vossoughi, C. Ostertag, P. J. M. Monteiro, G. C. Johnson, Resistance of concrete protected by fabric to projectile impact, *Cement and Concrete Research* 37, 2007, pp. 96–106.
- [70] T. Almusallam, Y. Al-Salloum, S. Alsayed, R. Iqbal, H. Abbas, Effect of CFRP strengthening on the response of RC slabs to hard projectile impact, *Nuclear Engineering and Design* 286, 2015, pp. 211–226.
- [71] KŠ Prefa s.r.o., Ultra-vysoko hodnotné betony, [online], 20. 8. 2020, Dostupné z: <https://ksprefa.cz/produkty/uhpc/>
- [72] Pískovna Horní Řasnice, Eurovia kamenolomy, a.s., [online], 29. 10. 2020, Dostupné z: <http://www.euroviakamenolomy.cz/Provozovna/HRA>
- [73] M. Tipka, Složení, návrh a příprava vysokopevnostního a ultravysokopevnostního betonu, [online], 29. 10. 2020, Dostupné z: http://people.fsv.cvut.cz/~tipkamar/granty_soubory/SGS_2011/Slozeni_navr_h_prip_rava_HSC_a_UHSC.pdf
- [74] SandSystem, s.r.o., Křemičité písky, [online], 29. 10. 2020, Dostupné z: <http://e-pisky.cz/21-kremicity-pisek>
- [75] J. Kolísko a kolektiv, Metodika pro návrh uhpc a pro materiálové zkoušky, verze 2015, 29. 10. 2020, Dostupné z: <http://www.klok.cvut.cz/wp-content/uploads/2016/02/Metodika-1-N%C3%A1vrh-a-zkou%C5%A1en%C3%AD-UHPC.pdf>

- [76] ČSN EN 196-1, Metody zkoušení cementu – Část 1: Stanovení pevnosti, Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2005.
- [77] Máca, P. et al.: Mix design of UHPFRC and its response to projectile impact. *Int. J. Impact Eng.*, 63, 2014, pp. 158–163.
- [78] Kravanja, S., Sovják, R.: Ultra-high-performance fibre-reinforced concrete under high-velocity projectile impact. Part I. experiments. *Acta Polytech.*, 58, 2018, pp. 232–239.
- [79] Line-x Corporate, technický list, [online], 20. 8. 2020, Dostupné z: <https://linex.com/protective-coatings/security-and-defense>
- [80] Kravanja, S. et al.: Penetration Resistance of Semi-infinite UHPFRC Targets with various Fiber Volume Fractions against Projectile Impact. *Procedia Eng.*, 193, 2017, pp. 112–119.
- [81] Kneubuehl, B.P.: *Wound ballistics: Basics and applications*. Berlin Heidelberg New York: Springer, 2011.
- [82] Vossoughi, F. et al.: Resistance of concrete protected by fabric to projectile impact. *Cem. Concr. Res.*, 2007, pp. 96–106.
- [83] ČSN EN 1522/1523, Windows, doors, shutters and blinds - Bullet resistance - Requirements and classification; Test method, European Standards, British Standards Institution/Czech standardization agency
- [84] Pavel, K., *Fotogrametrie 1*, ČVUT v Praze, Stavební fakulta, katedra mapování a kartografie [online], 7. 12. 2015, Dostupné z: http://fgm.fsv.cvut.cz/data/fm10/fotogrammetrie1_prednasky_2009.pdf
- [85] Steve Werner, Karl – Christian Thienel, Andrea Kustermann, Study of fractured surfaces of concrete caused by projectile impact, *International Journal of Impact Engineering*, 52, 2013, pp. 23–27.
- [86] Steve Werner a spol., A fractal – based approach for the determination of concrete surfaces using laser scanning techniques: a comparison of two different measuring systems, *Materials and Structures*, 2013, pp. 245–254
- [87] 3D scan, [online]. 16. 7. 2020, Dostupné z: <https://www.3d-skenovani.cz/skenery/ukoncene-produkty/david/>

Seznam obrázků

Obr. 1	Penetrovaný vzorek [17].....	6
Obr. 2	Perforovaný vzorek [17].....	6
Obr. 3	Částečně penetrovaný vzorek [17]	6
Obr. 4	Mód poškození tlustého železobetonového vzorku [18]	8
Obr. 5	Mód poškození tenkého železobetonového vzorku [18]	8
Obr. 6	Ocelový projektil s průměrem 25,3 mm [30]	10
Obr. 7	Závislost hloubky penetrace na tlakové pevnosti kompozitu při rychlosti projektilu 400 m/s [31]	12
Obr. 8	Šíření trhliny při rázovém zatížení [32]	13
Obr. 9	Vliv (a) efektivního indexu tvrdosti a (b) elastického modulu pružnosti na hloubku penetrace [31]	15
Obr. 10	Naskenované velikosti kráteru po nárazu projektilu [31].....	16
Obr. 11	Velikost trhu s UHPC (v mil. dolarů) ve Spojených státech amerických v letech 2014 až 2025 [40].....	20
Obr. 12	Rozložení globálního trhu s UHPC dle typu použití [40]	20
Obr. 13	Ocelová vlákna [43]	23
Obr. 14	Skleněná vlákna [43]	23
Obr. 15	Syntetická vlákna [43].....	23
Obr. 16	Přírodní vlákna [43]	23
Obr. 17	Závislost síly na průhybu trámce pro rozdílné množství drátků	24
Obr. 18	Ocelové vlákno – hladké bez úprav [44].....	25
Obr. 19	Ocelové vlákno – hladké s ohnutím na koncích vlákna [44]	25
Obr. 20	Ocelové vlákno – zvlněné s kruhovým průřezem [44]	25
Obr. 21	Ocelové vlákno – drátek s vtisky a s ohnutím na konci drátu [44]	25
Obr. 22	Závislost rozlivu na vodním součiniteli [53].....	28
Obr. 23	Závislost rozlivu na čase (stoupající vodní součinitel) [53]	28
Obr. 24	Závislost rozlivu na čase (klesající vodní součinitel) [53].....	28
Obr. 25	Závislost smykového napětí na vodním součiniteli [53]	29
Obr. 26	Závislost plastické viskozity na vodním součiniteli [53].....	29
Obr. 27	Vyhodnocení plastické viskozity dle použité náhrady [54]	29
Obr. 28	Vyhodnocení porozimetrie dle použité náhrady [54].....	30

Obr. 29	Schéma střešacího stolku [55].....	30
Obr. 30	Vicatův přístroj [57].....	31
Obr. 31	Automatizovaný Vicatův přístroj [58]	31
Obr. 32	Rotační viskozimetr (Brookfield DV-II+Pro) [59]	32
Obr. 33	Vliv velikosti zrna kameniva na výslednou plochu kráteru [64]	34
Obr. 34	Vliv velikosti zrna kameniva na hloubku penetrace [64]	34
Obr. 35	Vliv různé rychlosti projektilu na velikost hloubky penetrace [64]	34
Obr. 36	Vliv korundového kameniva na velikost výsledné plochy kráteru [64]	34
Obr. 37	Vliv druhu kameniva na velikost hloubky penetrace (a) $V_0=510$ m/s, (b) $V_0=850$ m/s [64].....	35
Obr. 38	Vliv druhu kameniva na velikost vstupního kráteru (a) $V_0=510$ m/s, (b) $V_0=850$ m/s [64].....	35
Obr. 39	Poměr mezi residuální a ústřovou rychlostí projektilu [69].....	39
Obr. 40	Poměr mezi absorpcí energie vzorku a ústřovou energií projektilu [69]	39
Obr. 41	Porovnání procentuálního zastoupení frakcí pro kameniva 0/2 mm a 0/4 mm.....	44
Obr. 42	Křivka zrnitosti jednotlivých druhů písků	44
Obr. 43	Rozložení frakcí kameniva pro jednotlivé záměsi	46
Obr. 44	Korund frakce 3-5 mm	49
Obr. 45	Čedičové kamenivo – frakce 0/4 mm.....	53
Obr. 46	Čedičové kamenivo – frakce 2/5 mm.....	53
Obr. 47	Upevnění tkaniny do formy	57
Obr. 48	Aramidová tkanina propojena liniově	58
Obr. 49	Aramidová tkanina propojena segmentově	58
Obr. 50	Aramidová tkanina propojena bodově	59
Obr. 51	Speciální kotvicí konstrukce pro usazení testovaných vzorků	65
Obr. 52	Schéma balistické zkoušky; (1) Střelec, (2) Optická hradla, (3) Testovaný vzorek, (4) Konstrukce pro upevnění vzorku, (5) Vysokorychlostní kamera	65
Obr. 53	FMJ – MSC projektil, kalibr 7.62×39 mm.....	66

Obr. 54	Klasifikace a požadavky pro testování odolnosti vůči ručním zbraním a pušek dle normy EN 1522 [83]	67
Obr. 55	3D skenovací sestava	70
Obr. 56	3D model naskenovaných dat	70
Obr. 57	David kamera	71
Obr. 58	Projektor	71
Obr. 59	Kalibrační deska	72
Obr. 60	Úspěšný kalibrační proces.....	72
Obr. 61	Nastavení světelnosti dle okolních podmínek.....	72
Obr. 62	Jeden sken	72
Obr. 63	Více zobrazených skenů.....	72
Obr. 64	Prostorová vizualizace vzniklého kráteru.....	72
Obr. 65	Velikost tlakové pevnosti v závislosti na stáří vzorku.....	74
Obr. 66	Velikost tahové pevnosti v závislosti na stáří vzorku	75
Obr. 67	Velikost plochy vstupního kráteru dle jednotlivých záměsí	78
Obr. 68	Velikost plochy vstupního kráteru dle jednotlivých záměsí	78
Obr. 69	Velikost hloubky penetrace v závislosti na tlakové pevnosti.....	78
Obr. 70	Průměr vstupního kráteru v závislosti na tlakové pevnosti	79
Obr. 71	Velikost povrchu vstupního kráteru v závislosti na tlakové pevnosti.	79
Obr. 72	Velikost povrchu výstupního kráteru v závislosti na tlakové pevnosti	79
Obr. 73	Velikost hloubky penetrace dle jednotlivých procentuálních náhrad.	83
Obr. 74	Velikost průměru vstupního kráteru dle jednotlivých procentuálních náhrad	83
Obr. 75	Velikost plochy vstupního kráteru dle jednotlivých procentuálních náhrad	83
Obr. 76	Velikost plochy výstupního kráteru dle jednotlivých procentuálních náhrad	84
Obr. 77	Velikost plochy výstupního kráteru v závislosti na pevnosti v tahu ohybem.....	84
Obr. 78	Velikost hloubky penetrace dle jednotlivých procentuálních náhrad.	88
Obr. 79	Velikost vstupního kráteru dle jednotlivých procentuálních náhrad ..	88
Obr. 80	Velikost vstupního kráteru dle jednotlivých procentuálních náhrad ..	88

Obr. 81	Velikost plochy výstupního kráteru dle jednotlivých procentuálních náhrad	89
Obr. 82	Závislost velikosti plochy výstupního kráteru na pevnosti v tahu ohybem dle jednotlivých procentuálních náhrad	89
Obr. 83	Penetrovaná testovací deska	90
Obr. 84	Detail vstupního kráteru	90
Obr. 85	Velikosti plochy kráteru pro jednotlivé typy tkanin	91
Obr. 86	Vrstva nástřiku 2 mm na výstupní straně vzorku	94
Obr. 87	Řez vzorkem s úpravou Paxcon na výstupní straně (2 mm)	95
Obr. 88	Vrstva 4 mm nástřiku na obou stranách vzorku	95
Obr. 89	Vrstva 6 mm nástřiku na obou stranách vzorku	95
Obr. 90	Řez vzorkem s úpravou Paxcon při obou površích	96
Obr. 91	Řez vzorkem s úpravou Paxcon na výstupní straně (4 mm)	96
Obr. 92	Základní deskový prvek	98
	98
Obr. 93	Balistická stěna	98
Obr. 94	Balistický čtyřhran	98
Obr. 95	Balistický šestihran	98
Obr. 96	Způsob skládání prvků	99
Obr. 97	Využití systému Policií ČR	99
Obr. 98	Využití systému Armádou ČR	100
Obr. 99	Využití systému německou Policií – SPJ Drážďany	100
Obr. 100	Systém s vyšší balistickou odolností (zdvojená konstrukce)	101
Obr. 101	Sestava pro testování odolnosti proti výbuchu	102
Obr. 102	Průběh zpomalení vozidla	103
Obr. 103	Náraz osobního vozidla do mobilní balistické bariér	103
Obr. 104	Náraz osobního vozidla do mobilní balistické bariér	104

Seznam tabulek

Tabulka 1: Složení UHPSFRC směsi [30].....	10
Tabulka 2: Složení směsi FRHSM	14
Tabulka 3: Složení směsi FRHSC-60	14
Tabulka 4: Složení komerčních UHPC směsí [37]	21
Tabulka 5: Složení směsi UHP-CASFRC	33
Tabulka 6: Složení směsi UHP-BASFRC.....	37
Tabulka 7: Složení betonové směsi	38
Tabulka 8: Použité frakce kameniva, písků a mikropísků	42
Tabulka 9: Kontrolní zkouška granulometrie pro frakci 0-2 mm	42
Tabulka 10: Kontrolní zkouška granulometrie pro frakci 0-4 mm	43
Tabulka 11: Orientační ceny písků a mikropísků dle jednotlivých frakcí	45
Tabulka 12: Poměry použitého kameniva a mikropísků pro jednotlivé záměsi .	46
Tabulka 13: Poměry použitého kameniva a mikropísků pro jednotlivé záměsi .	47
Tabulka 14: Složení referenční směsi s definovaným poměrem kameniva	48
Tabulka 15: Složení referenční směsi UHPSFRC.....	50
Tabulka 16: Složení směsi UHPSFRC s 10 % náhradou korundovým kamenivem.....	50
Tabulka 17: Složení směsi UHPSFRC s 15 % náhradou korundovým kamenivem.....	51
Tabulka 18: Složení směsi UHPSFRC s 20 % náhradou korundovým kamenivem.....	51
Tabulka 19: Složení směsi UHPSFRC s 25 % náhradou korundovým kamenivem.....	51
Tabulka 20: Složení směsi UHPSFRC s 30 % náhradou korundovým kamenivem.....	52
Tabulka 21: Složení referenční směsi UHPSFRC.....	53
Tabulka 22: Složení směsi UHPSFRC s 10 % náhradou čedičovým kamenivem	53
Tabulka 23: Složení směsi UHPSFRC s 15 % náhradou čedičovým kamenivem	54

Tabulka 24: Složení směsi UHPSFRC s 20 % náhradou čedičovým kamenivem	54
Tabulka 25: Složení směsi UHPSFRC s 25 % náhradou čedičovým kamenivem	54
Tabulka 26: Složení směsi UHPSFRC s 30 % náhradou čedičovým kamenivem	55
Tabulka 27: Složení UHPSFRC s výztužnými tkaninami	56
Tabulka 28: Typy výztužných tkanin	58
Tabulka 29: Složení UHPSFRC se úpravou Paxcon	59
Tabulka 30: Základní materiálové vlastnosti nástřiku Paxcon [79].....	60
Tabulka 31: Vlastnosti UHPSFRC, záměs A	61
Tabulka 32: Vlastnosti UHPSFRC, záměs B	61
Tabulka 33: Vlastnosti UHPSFRC, záměs C	61
Tabulka 34: Vlastnosti UHPSFRC, záměs D	62
Tabulka 35: Vlastnosti UHPSFRC, záměs E	62
Tabulka 36: Vlastnosti UHPSFRC, záměs F.....	62
Tabulka 37: Mechanické vlastnosti UHPSFRC směsí s korundovým kamenivem	63
Tabulka 38: Mechanické vlastnosti UHPSFRC směsí s čedičovým kamenivem	63
Tabulka 39: Mechanické parametry UHPSFRC s výztužnými tkaninami	64
Tabulka 40: Technické parametry a vlastnosti použité munice	65
Tabulka 41: Technická specifikace skeneru David SLS-2 [87]	69
Tabulka 42: Velikosti poškození UHPSFRC vzorků.....	77
Tabulka 43: Velikosti poškození vzorků s přidavkem korundového kameniva..	82
Tabulka 44: Velikosti poškození vzorků s přidavkem čedičového kameniva	87
Tabulka 45: Velikost kráterů vzorků s aramidovými tkaninami po průstřelu.....	91
Tabulka 46: Penetrace vzorků s nástřikem	94

Seznam zkratek a symbolů

<i>UHPC</i>	-	Vysokohodnotný beton (Ultra-high-performance concrete)
<i>NSC</i>	-	Beton běžných pevností (Normal-strength concrete)
<i>UHPRFC</i>	-	Vysokohodnotný beton vyztužený vlákny (Ultra-high-performance fiber reinforced concrete)
<i>UHPSFRC</i>	-	Vysokohodnotný beton vyztužený kovovými vlákny (Ultra-high-performance steel fiber reinforced concrete)
H_0	-	Tloušťka betonového vzorku
d	-	Průměr projektilu
E_c	-	Modul pružnosti betonu
h	-	Koeficient zahrnující vliv prutové výztuže
σ_t	-	Napětí při vzniku trhlin na zadní straně vzorku
d_r	-	Průměr výztuže
C_r	-	Rozteč výztuže
r_t	-	Celkové vyztužení
H_{pen}	-	Hloubka penetrace
H_{per}	-	Perforační limit
<i>DOP</i>	-	Hloubka penetrace (Depth of penetration)
I_0	-	Impakt faktor
μ	-	Koeficient tření při nárazu
δ	-	Poměr dynamického a kvazistatického odporu betonu
H_c	-	Hloubka zadního kráteru
V_0	-	Dopadová rychlost projektilu
V_r	-	Residuální rychlost projektilu
S	-	Koeficient soudržnosti betonu
f_c	-	Tlaková pevnost betonu
f_{cf}	-	Pevnost betonu v tahu za ohybu
m	-	Hmotnost projektilu
I_r	-	Koeficient zpomalení po perforaci
I_0	-	Koeficient počátečního zpomalení
I_{bl}	-	Koeficient zpomalení při penetraci vzorku

ξ	-	Koeficient tření od eroze materiálu
η	-	Součinitel eroze
ρ	-	Hustota betonového vzorku
Ω	-	Objem vymrštěného zadního kráteru
FRHSM	-	Vlákný vyztužená vysokopevnostní malta (Fiber reinforced high-strength mortar)
l_{ca}	-	Ekvivalent délky kameniva
l_{mt}	-	Ekvivalent délky matrice
ITZ zóna	-	Mezifázová přechodová zóna (Interfacial Transition Zone)
V	-	Objem betonu
τ	-	Smykové napětí
τ_0	-	Mez kluzu čerstvého betonu
$\dot{\eta}$	-	Plastická viskozita
$\dot{\gamma}$	-	Smyková rychlost deformace
η_r	-	Relativní viskozita
φ	-	Hustota směsi
φ_{max}	-	Maximální hustota směsi
w/c	-	Vodní součinitel (water/cement)
PF	-	Perforace vzorku
P	-	Penetrace vzorku
TNT	-	Tritol (2,4,6–trinitrotoluen)