

Obr. 12 – VIP-Thermosilent – 21 mm, nalepený flexibilním lepidlem na stropní konstrukci:

- 1 – spára uzavřená izolační pěnou
- 2 – hmoždinky s upevňovacím talířkem běžně používané v zateplovacích systémech

9. VIP jako izolace v prefabrikovaných dřevěných stavbách

Ochranné vrstvy tvoří různé dřevařské výrobky v potřebných tloušťkách předem vyrobených dílců pro energetickou bilanci pasivních budov.

Výzkum a vývoj v použití inovativní technologie VIP probíhá nadále intenzivně pro různé možnosti uplatnění ve stavebnictví. S přihlédnutím na celosvětový trend a snahy o energetické úspory lze v blízké budoucnosti očekávat další možnosti použití na stavbách a snížení nákladů zavedením automatizace výrobních procesů.

TECHNICKÉ ÚDAJE VIP – PŘÍKLAD

Pro použití ve stavebnictví byly vyvinuty firmou va-Q-tec AG různé vakuované izolační materiály.

Vacuum thermo-insulating materials used in the building industry – VIP, VIS

An 8 to 10 times higher thermo-insulating effect is reached with vacuum insulating materials than with commonly used insulations e.g. from a rockwool or polystyrene. Such effective insulations cannot be reached with any other insulation materials in an existing state of technology. There are examples of the most used vacuum insulating materials stated in the article.

Vlastnosti VIP s označením va-Q-vip B

Vakuované izolační panely tohoto označení obdržely od Deutsches Institut für Bautechnik (Německý ústav pro stavební techniku) všeobecné povolení k užívání. V každém panelu jsou zabudované senzorové destičky ke kontrole vnitřního tlaku, sestávající se ze speciální vlákniny a kovové destičky.

Technické údaje

- jádro z pyrogenního prášku kyseliny křemičité s kalicími přísadami
- obal z vysoce bariérové folie třívrstvé, polyesterové vlákniny s kovovými povlaky
- vnější barva vlákniny černá
- vnější vzhled desky
- žádné přesahy okrajové folie, hladké hrany
- hmotnost 180–200 kg/m³
- tepelná vodivost (DIN 52612) při 10 °C
 - počáteční hodnota < 0,0053 W/(mK)
 - měrná hodnota (stárnutím, okrajové ztráty) < 0,0080 W/(mK)
- tepelná odolnost od –70 do +80 °C
- odolnost vůči vlhkosti 0–60 %
- rozměry desek
 - maximální (délka × šířka) 1 200 × 1 000 mm
 - minimální (délka × šířka) 400 × 300 mm
 - tloušťka 10–40 mm
- požární odolnost podle DIN 4102 B2

Orientační náklady VIP

Ve srovnání s tradičními izolačními materiály jsou VIP stále ještě poměrně drahé. Pro různé varianty VIP lze obecně zhruba uvést 4–5x zvýšené náklady na tepelnou izolaci.

ZÁVĚR

Do vývoje této se dynamicky rozvíjející technologie by se měly zapojit i české firmy, snad i s podporou státních organizací a možná i Evropské unie. Některé firmy v SRN hledají spolupráci a snad ji i v ČR najdou. Pro zajímavost uvádím, že internetové stránky pro některé výrobky jsou nabízeny v angličtině, němčině a i v korejském jazyce.

Ing. Jindřich Cigánek,
jindrich.ciganek@volny.cz,
samostatný architekt,
člen komory bavorských architektů

■ Problémy únosnosti ocelových rozpěrných kotev do betonu namáhaných smykem

Kotvení ocelových konstrukcí do betonu pomocí kotevních prvků, dodatečně osazovaných do betonové konstrukce (cast-in-place systems), se v posledním období uplatňuje stále častěji i pro nosné kotvení, a proto je problematika skutečného působení a únosnosti těchto kotevních systémů velmi sledována. Ačkoliv se v praxi často dává přednost spíše lepeným či chemickým kotvám, pozornost si zaslouží i kotvy mechanické – rozpěrné, zejména pro jejich rychlou instalaci a možnost okamžitého zatížení. Jejich určitou nevýhodou jsou však nepříznivé koncentrace namáhání a tím přetváření betonu v okolí rozpěrného konce kotvy, což omezuje jejich použití v blízkosti okraje betonového základu nebo použití skupin kotev s malými vzájemnými roztečemi.

Za další určitou nevýhodu – v rámci obvyklého a běžně dostupného sortimentu – lze považovat i velký průměr pláště kotvy ve srovnání s její délkou, což vede na velkou ohybovou tuhost dřívku kotvy při relativně mělkém kotvení, a tedy k takovým mechanismům porušení, které pro lepené a chemické kotvy, příp. kotevní šrouby předem zabetonované, nejsou typické. Tyto případy nastávají velmi často právě u rozpěrných kotev namáhaných smykem. Tím více je potřebné sledovat otázku vlivu jednotlivých parametrů, nejen pevnostních a přetvárných, ale i geometrických, na mechanismus porušení a odpovídající únosnost v těchto případech. Příspěvek se proto zabývá zejména vlivem hloubky kotvení, průměru dřívku kotvy a vzdálenosti od okraje na únosnost i s ohledem na vý-

stižnost a jednoduchost (či složitost) matematického vyjádření únosnosti a prezentuje některé výsledky vycházející z poznatků získaných experimentálním ověřováním mechanismu porušení a únosnosti rozpěrných kotev namáhaných smykem.

ROZPĚRNÉ KOTVY NAMÁHANÉ SMYKEM – SKUTEČNÉ PŮSOBENÍ A MECHANISMUS PORUŠENÍ

V případě namáhání ocelových rozpěrných kotev smykem může nastat porušení oceli, tzn. šroubu, nebo porušení betonu. Pro porušení šroubu je charakteristické výsledné porušení stříhem obdobné jako u šroubových spojů namáhaných v rovině přípoje. Obvykle mu však předchází štípnutí (odlupování – spalling) betonu na povr-

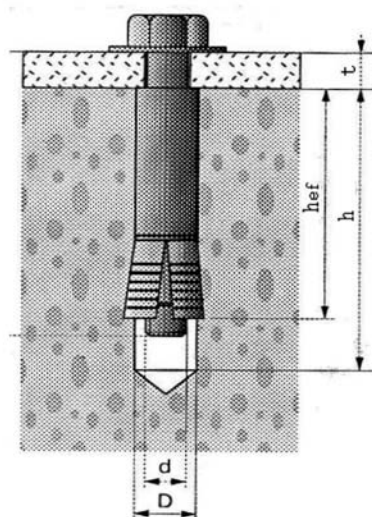
Tabulka 1 – Přehled testů – rozpěrné kotvy namáhané smykem

Smyk – celkem 104 testy		Geometrické a mechanické veličiny			
Porušení oceli	29 testů	d [mm]	f_{ub} [MPa]	–	
stříh šroubu (+ štípání betonu)	29	10; 12	800	–	
Porušení betonu	75 testů	e [mm]	f_{cc} [MPa]	D [mm]	h_{ef} [mm]
drcení betonu	23	90 až 190	19,5 až 37,4	14; 18	50 až 70
ulomení ½ kužele betonu	43	60 až 160	19,5 až 37,4	14; 18; 24	50 až 80
jiné porušení betonu	9	65 až 195	20,5 až 35,0	14; 18; 24	60 až 80

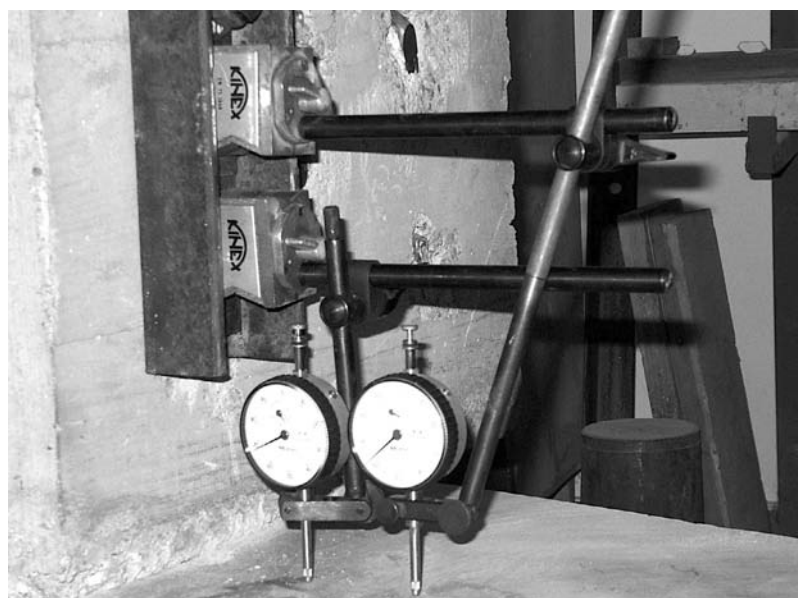
chu (viz obr. 3a), které má za následek snížení tuhosti kotvení v oblasti povrchu betonu, avšak únosnost šroubu ve stříhu to nijak výrazně neovlivní. Tento mechanismus porušení nastává při umístění kotvy ve velké vzdálenosti e od okraje (přibližně $e \geq 2h_{ef}$) a současně při větší hloubce kotvení h_{ef} (ve vztahu k průměru dřívku kotvy D), přičemž na hloubku odloupené vrstvy betonu má vliv ohybová tuhost dřívku kotvy. Při mělkém kotvení ($h_{ef} \leq 4D$ až $6D$) nastává obvykle drcení (crushing) betonu ve směru působící síly doprovázené vznikem trhliny za kotvou (viz obr. 3b, 3c) a zpravidla i následným částečným povytažením kotvy. Při umístění kotvy v blízkosti okraje (přibližně $e < 2h_{ef}$) nastává ulomení okraje kotevního bloku ve tvaru části kužele (viz schéma na obr. 5).

Zatímco pro předem zabetonované kotevní šrouby namáhané smykem je k dispozici dostatek podkladů pro výpočet únosnosti, pro dodatečně osazované kotevní prvky nejsou podrobněji rozpracovány, především pro méně typické případy porušení. Většina dostupných zdrojů však doporučuje aplikovat tyto vztahy i pro kotvy dodatečně instalované.

V rámci zatěžovacích zkoušek byla provedena sada testů pro ověření mechanismu porušení a odpovídající mezní únosnosti při zatížení rozpěrných kotev silou působící kolmo k ose kotvy (příčnou silou) vyvolávající namáhání smykem. Přehled testů včetně dosažených způsobů porušení a geometrických a mechanických parametrů použitých kotev uvádí tab. 1. Schéma typické konstrukční skladby použitého typu rozpěrné kotvy s označením geometrických parametrů je znázorněno na obr. 1, uspořádání zatěžovacích zkoušek zachycuje záběr na obr. 2. Některé mechanismy porušení, které nastaly při realizaci zkoušek, ilustruje obr. 3.



Obr. 1 – Schéma použitého typu



Obr. 2 – Uspořádání zatěžovacích zkoušek rozpěrné kotvy

PORUŠENÍ ŠROUBU

Porušením šroubu stříhem, doprovázené odlupováním (štípáním) povrchových vrstev betonu, se dostupná literatura příliš podrobně nezabývá, neboť se běžně vychází ze známých vztahů pro únosnost šroubů ve stříhu. Pro rozpěrné kotvy se doporučuje výpočet obvyklý pro šrouby namáhané smykem, u nichž je mezní únosnost ve stříhu dána v zásadě jako součin plochy dřívku A_d a pevnosti materiálu šroubu f_{ub} podle vztahu (1), kde koeficient k_s vystihuje skutečné působení v kotevním systému, tzn. zejména vliv tuhosti kotvení a štípání betonu na povrchu, a bývá zpravidla určen na základě výsledků testů. Např. Fuchs a Eligehausen [1], [2] stanovili $k_s = 0,5$, příp. pro smykovou únosnost spřahovacích trnů v prvcích ocelobetonových konstrukcí, jejichž chování při namáhání smykem je v mnohém podobné, se uvádí obdobný vztah s koeficientem $k_s = 0,8$ (pro charakteristickou hodnotu). Štípání betonu na povrchu se obvykle samostatně neřeší, problematika není v literatuře příliš diskutována a nejsou k dispozici prakticky žádné obecně použitelné postupy pro výpočet únosnosti. Lze říci, že v zásadě závisí na pevnostních a přetvárných charakteristikách betonu, hloubce kotvení, průměru kotvy. Nenastane-li nakonec některý ze způsobů porušení betonu popsaných dále a poruší se šroub, projeví se na jeho chování přetváření betonu v okolí šroubu v průběhu zatěžování. To vede k částečnému ohybu šroubu, příp. k povytažení kotvy z betonu, jejichž důsledky jsou poměrně velká příčná přetvoření, avšak na výslednou únosnost při porušení šroubu smykem nemá tato skutečnost výrazný vliv. Při realizaci zkoušek došlo k porušení šroubu v případě 29 zkušebních těles (viz tab. 1). Na základě výsledků testů a s využitím přístupu podle



Obr. 3 – Ilustrace mechanismů porušení rozpěrných kotvek namáhaných smykem

obecného vztahu (1) byla pro konkrétní změřené parametry kotvení a s využitím regresní analýzy stanovena střední hodnota mezní únosnosti V_{um} ve tvaru (2).

$$V_u = k_s \cdot A_d \cdot f_{ub} \quad (1)$$

$$V_{um} = 0,676 \cdot A_d \cdot f_{ub} \quad (2)$$

PORUŠENÍ DRCENÍM BETONU

Porušení drcením betonu (obr. 3b) nastává při mělkém tuhém kotvení. V závěrečné fázi může dojít k částečnému povytažení kotevního prvku z betonu (obr. 3c). Základními faktory ovlivňujícími únosnost jsou v tomto případě pevnost betonu v tahu f_{ct} (obvykle přepočtená pomocí pevnosti v tlaku f_c nebo f_{cc}), modul pružnosti betonu E_c a vnější průměr dráku kotvy D (resp. plocha dráku $A_D = \pi D^2/4$), příp. i hloubka kotvení h_{ef} a pevnost šroubu. Vliv těchto parametrů při porušení drcením betonu zohledňuje např. přístup podle AISI (American Institute of Steel Construction), obdobně i Klingner a Mendonca [4] nebo Roik [2] vztahem pro střední hodnotu únosnosti ve tvaru (3), kde A_D je průřezová plocha kotvy (nikoliv průřez šroubu), f_c je cylindrická pevnost betonu, f_{cc} je kubická pevnost betonu, přičemž vzájemný vztah je dán vztahem $f_c = 0,8 f_{cc}$. Podobný výraz uvádí také např. japonská norma „Japanese Code for the Design and Use of Post-Installed Anchors“. Přitom charakter tohoto porušení je velmi obdobný porušení betonu, které vzniká u spřahovacích trnů zajišťujících smykové spojení ocelobetonových nosníků a pro jehož charakteristickou únosnost se nejčastěji uvádí formálně odpovídající vztah (4), kde α závisí na poměru výšky a průměru trnu, D je průměr dráku trnu, f_{ck} je charakteristická válcová pevnost betonu, E_{cm} je střední hodnota sečnového modulu pružnosti betonu. Únosnost je také ovlivněna ohybovou tuhostí kotevního prvku a hloubkou kotvení h_{ef} , což respektuje empirický vztah (5) pro střední hodnotu únosnosti kotevních šroubů s hlavou podle Hawkinse [2] určený na základě statistické analýzy výsledků testů, v němž D_w je průměr hlavy kotevního šroubu. Pro kotevní prvky bez hlavy se dosazuje $D_w = 0$, což lze použít i pro rozpěrné kotvy za předpokladu úpravy hodnoty koeficientu. Na základě testů s kotevními šrouby s hlavou a následných teoretických úvah odvodil Fuchs [2] pro střední hodnotu vztah (6), v němž se pracuje s pevností oceli v tahu f_t a s kubickou pevností betonu a jenž platí pro hloubku kotvení $h_{ef} \geq 5D$. Pro h_{ef} v intervalu $3D \leq h_{ef} \leq 5D$ však lépe vyhovuje redukováná únosnost ve tvaru podle (7).

$$V_{um} = 0,5 \cdot A_D \cdot \sqrt{f_c \cdot E_c} = 0,45 \cdot A_D \cdot \sqrt{f_{cc} \cdot E_c} \quad (3)$$

$$V_{uk} = 0,29 \cdot \alpha \cdot D^2 \cdot \sqrt{f_{ck} \cdot E_{cm}} \quad (4)$$

$$V_{um} = 11,7 \cdot D^{0,33} \cdot f_{cc}^{0,5} \cdot (381 + 1,1h_{ef} + D_w) \quad [N] \quad (5)$$

$$V_{um} = A_D \cdot (0,11f_t + 2,9f_{cc}) \quad [N] \quad (6)$$

$$V_{um} = 0,2 \cdot \frac{h_{ef}}{D} \cdot A_D \cdot (0,11f_t + 2,9f_{cc}) \quad [N] \quad (7)$$

Při realizaci testů nastalo drcení betonu v okolí kotvy (obr. 3b, 3c) v případě 24 zkušebních těles (viz tab. 1). Na základě výsledků testů a s využitím přístupu podle vztahů (3), (5), (6) byly pro stanovení střední hodnoty mezní únosnosti V_{um} podle (8), (9), (10).

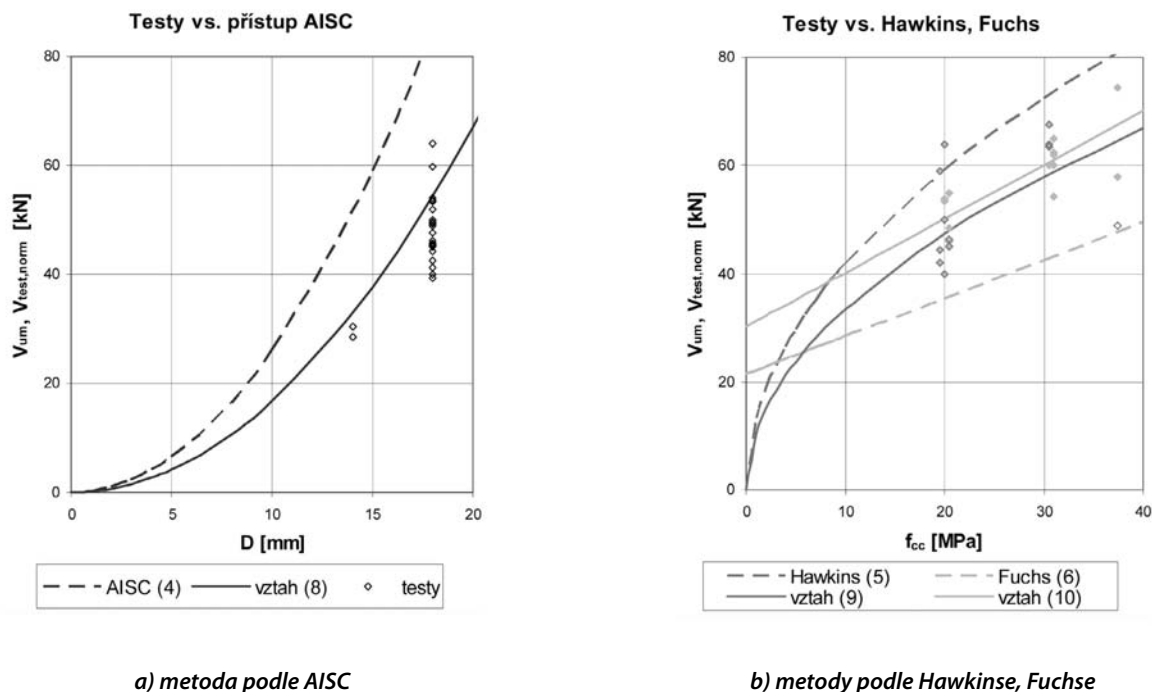
$$V_{um} = 0,288 \cdot A_D \cdot \sqrt{f_{cc} \cdot E_c} \quad (8)$$

$$V_{um} = 9,35 \cdot D^{0,33} \cdot f_{cc}^{0,5} \cdot (381 + 1,1h_{ef}) \quad [N] \quad (9)$$

$$V_{um} = 1,352 \cdot A_D \cdot (0,11f_{ub} + 2,9f_{cc}) \quad [N] \quad (10)$$

Rozptyl výsledků testů vůči středním hodnotám únosností podle (8), (9), (10) ukazuje tab. 2 a naznačuje, že nejvyšší vyjádření poskytují vztah (10), který dává nejnižší variační koeficient. Je však třeba zdůraznit, že vztahy jsou odvozeny pouze pro malý počet testů a výsledky jsou tím zřejmě ovlivněny. Jednotlivé výrazy jsou přitom založeny na odlišných principech a únosnost závisí (s výjimkou pevnosti betonu) na různých parametrech, navíc vztahy (9) a (10) jsou čistě empirické. Z hlediska principu vyjádření únosnosti a současně její výstižnosti dané variačním koeficientem se jako nejvhodnější jeví vztah (8). Ilustrace porovnání výsledků testů se střední hodnotou (8) určenou na základě přístupu AISI (American Institute of Steel Construction), resp. se středními hodnotami (9) a (10) stanovenými na základě vztahů podle Hawkinse a Fuchse, ukazují grafy na obr. 4 (v závislosti na průměru dráku kotvy D na obr. 4a, resp. na kubické pevnosti betonu f_{cc} na obr. 4b). Výsledky testů byly na obr. 4a pro účel zobrazení normovány, a to pro kubickou pevnost $f_{cc} = 20$ MPa a odpovídající modul pružnosti betonu $E_c = 29$ GPa. Hodnoty na obr. 4b jsou vyneseny pro průměr $D = 18$ mm a hloubku kotvení $h_{ef} = 50$ mm, resp. pevnost oceli $f_{ub} = 800$ MPa.

Tabulka 2 – Rozptyl výsledků testů kolem střední hodnoty V_{um}		
Způsob porušení	V_{um} podle vztahu	variační koeficient v
Střih šroubu	(2)	0,091
	(8)	0,118
Drcení betonu	(9)	0,144
	(10)	0,112
	(19)	0,232
Ulomení okraje betonu	(20)	0,201
	(21)	0,200
	(22)	0,199
	(23)	0,201
	(24)	0,197
	(26)	0,214
	(28)	0,207



a) metoda podle AISC

b) metody podle Hawkinse, Fuchse

Obr. 4 – Drcení betonu – porovnání výsledků testů se středními hodnotami únosnosti

PORUŠENÍ ULOMENÍM OKRAJE BETONU

Nejlépe je v literatuře rozpracována problematika únosnosti při porušení ulomením okraje betonu. Obecná koncepce stanovení únosnosti kotvení je založena na pevnosti betonu v (hlavním) tahu f_{ct} , která se používá zejména v obecných vztazích vyjadřujících základní principy. Konkrétní metody pro praktický výpočet únosnosti pracují zpravidla s pevností v tahu odvozenou z pevnosti v tlaku na válcích, resp. na krychlich. Při ulomení okraje má těleso porušení obvykle tvar části kužele. Potom lze mezní únosnost v principu stanovit jako součin tzv. projekční plochy A_c , tj. plochy podstavy tělesa porušení (viz obr. 5a), a pevnosti betonu v tahu f_{ct} . Na tomto principu je založena většina obecně známých metod pro výpočet únosnosti, za předpokladu, že je znám úhel β . Podle přístupu tzv. „Concrete Cone Method“ [5], [6] je vytrženým tělesem polovina kužele o výšce e s odpovídající projekční plochou, která uvažuje hodnotu úhlu $\beta = 45^\circ$ podle obr. 5a (tzv. „45-Degree Cone Method“). Tento přístup vede na únosnost v obecném tvaru (11), kde koeficient k_c zahrnuje vliv úhlu β , vliv statistických nejistot a vliv podmínek provádění. Konkrétní aplikace je metoda podle ACI, která uvádí pro střední hodnotu únosnosti rozpěrných kotev namáhaných smyem obecný vztah ve tvaru (12) [1], [2], kde pevnost betonu v tahu f_{ct} je vyjádřena pomocí kubické pevnosti betonu f_{cc} . Výsledky testů prováděných ve světě však ukázaly, že úhel β je ve většině případů menší než 45° , a to nejčastěji kolem 35° . Z toho s určitými úpravami vychází tzv. „Concrete Capacity Method“, která jako vytržené těleso porušení uvažuje zjednodušený model ve tvaru poloviny jehlanu a projekční plochu jako obdélník o stranách e a $a = 3e$ (viz obr. 5b). Dále s ohledem na vyhodnocení výsledků experimentů regresní analýzou snižuje exponent pro hloubku kotvení ze 2 na 1,5 a obecný vztah vycházející principiálně ze vztahu (11) přechází do tvaru (13), kde koeficient k_c opět zahrnuje kromě úhlu β další již zmiňované vlivy. Na základě analýzy výsledků testů odvodili Shaik a Whayong [1], [2] empirickou rovnici pro střední hodnotu ve tvaru (13), v níž pevnost v tahu byla vyjádřena pomocí kubické pevnosti f_{cc} .

$$V_u = k_{ct} \cdot \pi \cdot e^2 \cdot f_{ct} \quad (11)$$

$$V_{um} = 0,137 \cdot \pi \cdot e^2 \cdot f_{cc}^{0,5} = 0,43 \cdot e^2 \cdot f_{cc}^{0,5} \quad (12)$$

$$V_u = k_{c2} \cdot e^{1,5} \cdot f_{ct} \quad [N] \quad (13)$$

$$V_{um} = 4,68 \cdot e^{1,5} \cdot f_{cc}^{0,5} \quad [N] \quad (14)$$

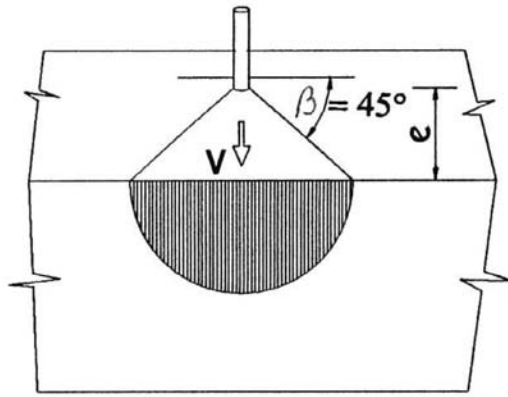
Ve vztazích uvedených výše není zohledněn vliv hloubky kotvení h_{ef} v relaci ke vzdálenosti od okraje e , ani vliv průměru kotvy D . Tyto parametry zavádí do výpočtu jiné metody, zejména tzv. ψ – metoda (Fuchs a Eligehausen [2]), která pro rozpěrné kotvy, u nichž platí $4D \leq h_{ef} \leq 8D$, uvádí pro střední hodnotu únosnosti vztah (15), který pro kotvy s hloubkou kotvení $h_{ef} \approx 4D$ lze zjednodušit na tvar (16), příp. varianta ψ – metody vycházející z regresní analýzy výsledků testů [6] uvádí vztah (17).

$$V_{um} = D^{0,5} \cdot f_{cc}^{0,5} \cdot \left(\frac{h_{ef}}{D}\right)^{0,2} \cdot e^{1,5} \quad [N] \quad (15)$$

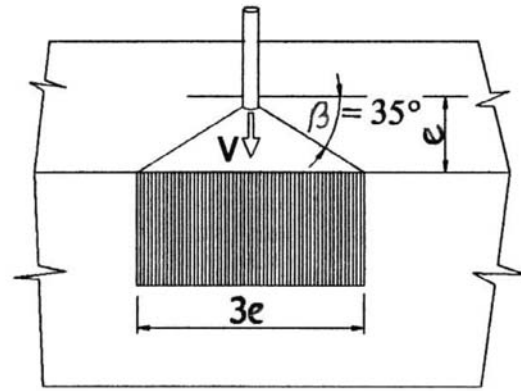
$$V_{um} = 1,3 \cdot D^{0,5} \cdot f_{cc}^{0,5} \cdot e^{1,5} \quad [N] \quad (16)$$

$$V_{um} = 2,7 \cdot D^{0,3} \cdot f_{cc}^{0,5} \cdot h_{ef}^{0,1} \cdot e^{1,4} \quad [N] \quad (17)$$

Při realizaci zkoušek nastalo porušení okraje betonu ulomením poloviny kužele v případě 43 zkušebních těles. Pro zkoumaný soubor testů se velikost úhlu β pohybovala v rozsahu od 29° do 42° se střední hodnotou 37° a variačním koeficientem 14 %. Protože v tomto případě byl získán větší počet výsledků než v případě jiných typů porušení, byly výsledky podrobeny detailnější analýze zejména z hlediska vlivu mocniny vzdálenosti od okraje, vlivu hloubky kotvení a také vlivu průměru kotvy. Pro únosnosti ve smyslu vztahů (11), resp. (12) a také (13), resp. (14) byly vyhodnocením výsledků testů odvozeny střední hodnoty únosnosti podle vztahů (18) a (19). S cílem získat co nejvýstižnější vztah byla s použitím nelineární regrese odvozena z výsledků testů (pro ilustraci) střední hodnota s mocninou vzdálenosti od okraje 1,56 ve tvaru (20). Rozptyl výsledků testů pro střední hodnoty únosností podle (18), (19), (20) ukazuje, jako v předchozích případech, tab. 2; vztah (20) logicky poskytuje nejnižší variační koeficient, avšak nijak významně nižší než vztah (19). Z hlediska principu určení únosnosti, jednoduchosti a současně její výstižnosti dané variačním koeficientem se potom



a) "Concrete Cone Method"



b) „Concrete Capacity Method“

Obr. 5 – Ulomení okraje betonu – přístupy metod pro stanovení únosnosti

jako nejvhodnější jeví vztah (19). Porovnání výsledků testů se středními hodnotami podle (18) a (19), resp. se střední hodnotou podle (20), je zřejmé z grafu na obr. 6a, v němž jsou vyneseny střední hodnoty v závislosti na vzdálenosti e od okraje. Výsledky testů byly normovány pro kubickou pevnost $f_{cc} = 20$ MPa. Jak je vidět z obr. 6a, jeví se obě metody ve své základní podobě pro vyšetřovaný soubor testů konzervativní, experimentální výsledky však poměrně dobře sledují příslušný trend, zejména vztah (19), což ukazují i střední hodnoty únosností odvozené pomocí těchto metod a potvrzují to rovněž údaje v tab. 2.

$$V_{um} = 0,24 \cdot \pi \cdot e^2 \cdot f_{cc}^{0,5} \quad (18)$$

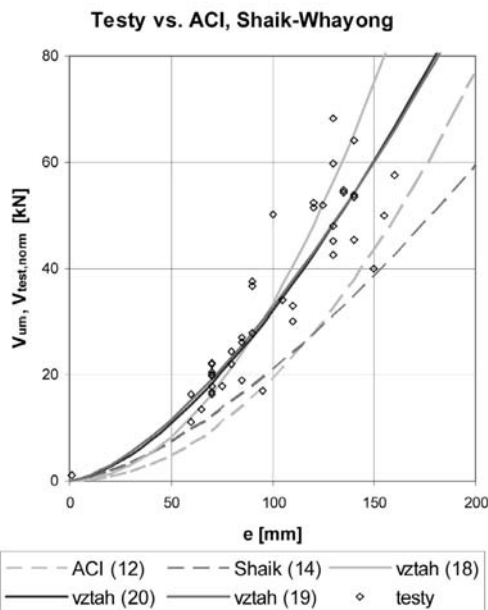
$$V_{um} = 7,30 \cdot e^{1,5} \cdot f_{cc}^{0,5} \quad [N] \quad (19)$$

$$V_{um} = 5,54 \cdot e^{1,56} \cdot f_{cc}^{0,5} \quad [N] \quad (20)$$

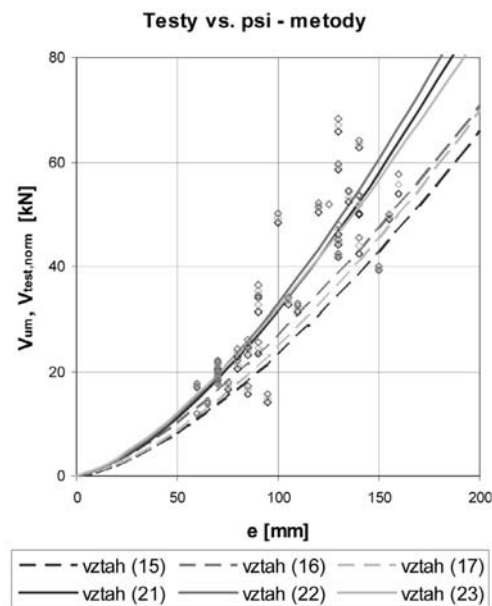
Pro únosnosti ve smyslu ψ – metody podle vztahů (15) a (17) lze porovnáním s výsledky testů odvodit střední hodnoty únosnosti podle vztahů (21) a (23), které jsou vhodné pro poměr h_{ef}/D mezi 4 až 8. V případě testovaných kotev se poměr pohyboval přibližně v rozsahu od 3 do 4, pro nějž byl na základě výrazu (16) odvozen tvar (22).

Rozptýl výsledků testů pro střední hodnoty únosností podle (21), (22), (23) ukazuje tab. 2; nejnižší variační koeficient poskytuje vztah (22), což naznačuje, že vliv hloubky kotvení není patrně zásadní, avšak je třeba si povšimnout, že rozdíly mezi variačními koeficienty jsou nevýznamné. Graf na obr. 6b zobrazuje porovnání výsledků testů se středními hodnotami podle (21), (22), (23), a to v závislosti na vzdálenosti e od okraje. V grafu jsou znázorněny výsledky testů pro kotvy s průměrem díku $D = 18$ mm a hloubkou kotvení $h_{ef} = 50$ mm, které byly normovány pro kubickou pevnost $f_{cc} = 20$ MPa.

Z předchozího vyplývá, že nejméně vystihují únosnost v závislosti na vzdálenosti od okraje e výpočty na principu „Concrete

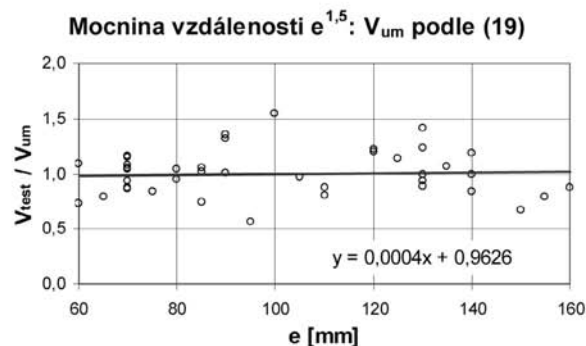
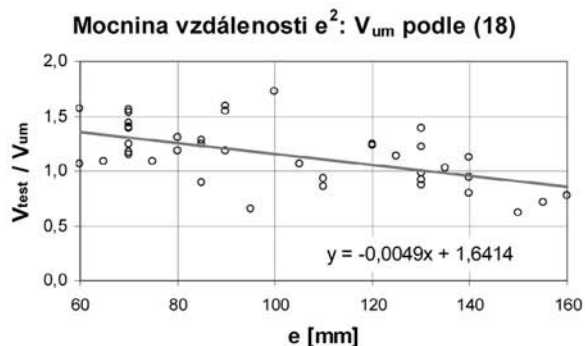


a) metoda ACI, Shaik-Whayong



b) ψ – metody

Obr. 6 – Ulomení okraje betonu – porovnání výsledků testů se středními hodnotami



Obr. 7 – Ulomení okraje betonu – vliv mocniny vzdálenosti

Cone Method", které uvažují druhou mocninu vzdálenosti od okraje, na rozdíl od výpočtů na principu „CC Method“, které pracují s hodnotou mocniny 1,5. Ačkoliv poloměr podstavy ulomené poloviny kužele při namáhání smykem v blízkosti okraje je odvozen ze vzdálenosti od okraje, odkud vyplývá e^2 , lepší výstižnost nižšího exponentu 1,5 potvrzují také statistické charakteristiky. Pro názornější porovnání uvádí obr. 7 vyjádření jako závislost poměru $V_{u,ex}/V_{um}$ na vzdálenosti od okraje e pro vztah (18) založený na principu metody ACI a pro vztah (19) ve smyslu přístupu podle Shaika-Whayonga. Další parametr, hloubka kotvení h_{ef} , kterou uvažují výrazy (21) a (23), se u sledovaného souboru testů významně neprojevuje, což je vidět z porovnání se závislostí (22). Tomu odpovídá doporučení, že vliv hloubky kotvení se při malém poměru h_{ef}/D neuvažuje.

$$V_{um} = 1,36 \cdot D^{0.5} \cdot f_{cc}^{0.5} \cdot \left(\frac{h_{ef}}{D}\right)^{0.2} \cdot e^{1.5} \quad [N] \quad (21)$$

$$V_{um} = 1,74 \cdot D^{0.5} \cdot f_{cc}^{0.5} \cdot e^{1.5} \quad [N] \quad (22)$$

$$V_{um} = 3,23 \cdot D^{0.3} \cdot f_{cc}^{0.5} \cdot h_{ef}^{0.1} \cdot e^{1.4} \quad [N] \quad (23)$$

Vliv průměru kotvy D by měl být uvažován zvláště v těch v případech, kdy průměr je velký v relaci ke vzdálenosti od okraje. Jestliže se v případě rozpěrných kotev jeho vliv uvažuje, bývá běžně zohledněn empirickými závislostmi (viz výše). Uvážíme-li na základě vztahu (11) únosnost jako součin projekční plochy a pevnosti betonu a za plochu A_c dosadíme přesněji s vlivem průměru D , dostaneme (po zjednodušení) vztah (24). V některých případech se uvádí pro vliv průměru obecný výraz (25) odvozený na základě vztahu (12). Vyhodnocením výsledků testů a využitím vztahů (24) a (25) byly získány střední hodnoty ve tvaru (26) a (27). Z Tab. 2 je zřejmé, že rozptyly výsledků testů vyjádřené pomocí variačních koeficientů jsou tentokrát o něco nižší pro únosnost odvozenou z metody ACI ve smyslu (11), avšak nepatrně vyšší pro únosnost odvozenou ze vztahu podle (13); zavedením průměru D jako další proměnné ovlivňující únosnost dojde ke zpřesnění výrazů a k přiblížení obou základních typů závislostí, tj. podle (11) a podle (13).

$$V_u = k_c \cdot \pi \cdot e^2 \cdot f_{cc}^{0.5} \cdot \left(1 + \frac{D}{e}\right) \quad (24)$$

$$V_u = k_c \cdot e^{1.5} \cdot f_{cc}^{0.5} \cdot \left(1 + \frac{D}{e}\right) \quad (25)$$

$$V_{um} = 0,199 \cdot \pi \cdot e^2 \cdot f_{cc}^{0.5} \cdot \left(1 + \frac{D}{e}\right) \quad (26)$$

$$V_{um} = 6,15 \cdot e^{1.5} \cdot f_{cc}^{0.5} \cdot \left(1 + \frac{D}{e}\right) \quad (27)$$

ZÁVĚR

Problematické kotvení pomocí mechanických kotev dodatečně osazovaných do betonu je třeba věnovat pozornost z mnoha důvodů. Únosnost kotvení může být vždy ovlivněna parametry be-

tonu i parametry oceli a jejich statistickými charakteristikami, a proto je nezbytné zabývat se otázkou jejich vlivu na únosnost nejen odděleně, ale především ve vzájemných souvislostech a návaznostech tak, aby výsledný návrh byl spolehlivý a přitom efektivní a ekonomický. K tomu může značnou měrou přispět např. volba optimálních relací mezi parametry ovlivňujícími únosnost, což však nelze bez důkladných znalostí dílčích způsobů porušení a vlivu jednotlivých proměnných na únosnost. Metody založené na experimentálním ověřování umožňují pochopit principy skutečného působení, pro zobecnění konkrétních poznatků a zejména pro stanovení úrovně spolehlivosti je však nutné je doplnit statistickými analýzami a pravděpodobnostním modelováním. V tomto směru je nezastupitelný význam experimentů a výsledků testů jako zdroje reálných dat (fyzikálně-mechanických a geometrických vlastností a jejich statistických charakteristik) pro numerické modelování na základě statistických simulací.

Príspevek byl vypracován v návaznosti na řešení úkolů vědeckovýzkumného záměru MŠMT reg. č. MSM0021630519 a též s podporou grantů GAČR reg. č. 103/06/1107 a reg. č. 103/07/0628.

doc. Ing. Marcela Karmazínová, CSc.,
karmazinova.m@fce.vutbr.cz,
Ústav kovových a dřevěných konstrukcí,
Fakulta stavební, VUT v Brně

LITERATURA:

- [1] Eligehausen, R., Malé, R. and Silva, J. F.: *Anchorage in Concrete Construction*, Ernst & Sohn, GmbH, Berlin 2006, ISBN 3-433-01143-5
- [2] *Fastening to Reinforced Concrete and Masonry Structures, State-of-art-report*, CEB, Bulletin d'Information, Thomas Telford Services Ltd., 1994
- [3] Karmazínová, M.: *K problémům metodiky navrhování a experimentálního ověřování ocelových rozpěrných kotev, habilitační práce, Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, 2006, 154 str.*
- [4] Klingner, R. E., Mendonca, J. A. and Malik, J. B.: *Effect of Reinforcing Details on the Shear Resistance of Anchor Bolts under Reversed Cyclic Loading*, ACI Journal, American Concrete Institute, Jan.–Feb. 1982, pp. 3–12
- [5] Klingner, R. E. and Mendonca, J. A.: *Shear Capacity of Short Anchor Bolts and Welded Studs: A Literature Review*, ACI Journal, American Concrete Institute, Sept.–October 1982, pp. 339–349
- [6] Muratli, H., Klingner, R. E. and Graves, H. L.: *Behavior of shear anchors in concrete: Statistical analysis and design recommendation*, In Proceedings of the conference Connections between Steel and Concrete, University of Stuttgart, RILEM 2001, pp. 220–230, ISBN 2-912143-25-X
- [7] Randl, N. and John, M.: *Shear anchoring in concrete close to the edge*, In Proceedings of the conference Connections between Steel

and Concrete, University of Stuttgart, RILEM 2001, pp. 251–260, ISBN 2-912143-25-X

[8] Karmazínová, M., Melcher, J. and Kala, Z.: Load-carrying capacity of post-installed steel anchors to concrete subjected to shear, In Proceedings of the 3rd International Conference on „Steel and Composite Structures ICSCS '07“ held in Manchester, University of Manchester, 2007, pp. 449–454, ISBN 0415451418

[9] Karmazínová, M. and Melcher, J.: Behaviour of expansion anchors to concrete, In Proceedings of the 2nd International Symposium on „Connections between Steel and Concrete“ held in Stuttgart, IBIDEM – VERLAG, 2007, pp. 279–290, ISBN 978-389821-807-8

[10] Karmazínová, M., Melcher, J. and Kala, Z.: Actual Behaviour and Load-carrying Capacity of Steel Expansion Anchors to Concrete, In Proceedings of the „5th International Conference on Advances in Steel Structures“ ICASS 07 held in Singapore, Research Publishing Services – Singapore, 2007, Vol. III, p. 671–676., ISBN 978-981-05-9366-7

[11] Karmazínová, M., Melcher, J. and Kala, Z.: To the design of steel expansion anchors based on the experimental verification of the actual behaviour, In Proceedings of the 6th International Conference „Steel and Aluminium Structures ICSAS '07“ held in Oxford, Oxford Brookes University, 2007, pp. 401–408, ISBN 978-0-9556254-0-4

Problems of loading capacity of steel spacing anchors into concrete stressed by a shear

At a workplace of the Institute of Metal and Timber Structures of the Faculty of Civil Engineering of the Brno University of Technology, attention is paid to the issue of anchoring of steel structures into concrete in a long term with focus on steel anchoring elements additionally assembled in a concrete structure. In this area, especially the issues of real influence and limit loading capacity of mechanical anchors and bonded anchors into concrete are monitored and this by practical methods using experimental verification as well as by theoretical methods using especially statistic modeling and probability, eventually sensitivity analyses. The introduced article deals with problems of mechanism of transformation and breaking, and an objective limit loading capacity of steel spacing anchors into concrete stressed by a shear by a static loading with lateral force. It presents some partial data on a limit loading capacity depending upon corresponding mechanisms of breaking obtained by a statistic and probability analysis of the test results carried out within the programme of experimental verification of real influence of steel mechanical anchors into concrete.

■ Vliv průmyslových odpadních materiálů na tepelnou odolnost polymerních správkových hmot

V posledních letech dochází k neustálému rozšiřování průmyslové výroby, což má za následek obrovský nárůst produkce odpadních průmyslových materiálů. Pro snížení nárůstu této produkce je možnost využití těchto odpadů v nových stavebních hmotách. Tento článek řeší vliv průmyslových odpadních materiálů v polymerních správkových hmotách na tepelnou odolnost směsi.

MATERIÁLY POUŽITÉ PRO VÝROBU POLYMERNÍCH SPRÁVKOVÝCH HMOT
Plnivo

Elektrárenský popílek – je nerostný zbytek po spalování tuhých paliv (v práškovém stavu) získávaný zachycováním z plyných spalin v odlučovacích zařízeních. V této práci byl použit elektrárenský popílek z elektrárny Chvaletice společnosti ČEZ a. s.

Vysokopecní jemně mletá struska – granulovaná vysokopecní struska vzniká rychlým ochlazením roztavené tekuté strusky, která je vedlejším produktem výroby surového železa ve vysoké peci. Čím rychlejší je chlazení, tím obsahuje více sklovité fáze a je tedy energeticky bohatší, tzn. reaktivnější. Je charakterizována poměrem sklovité a krystalické fáze, chemickým a mineralogickým složením. Pro práci byla vybrána vysokopecní struska z Třineckých železáren, kterou upravuje Kotouč Štramperk spol. s r. o.

Kamenný odprach – dalším použitým odpadním materiálem je kamenný odprach, vznikající zachytáváním jemných zbytků ve filtrech při drcení kameniva. Mineralogické a chemické složení závisí

na dané lokalitě těžby. Použit byl kamenný odprach firmy Rosa s. r. o., kamenolom Lomnička.

Slévárenský písek – zdroj: slévárna šedých slitin UXA spol. s r. o. Brno. Slévárenský písek je odpadním produktem slévárenských provozů, kde se čistý křemičitý písek pro zpevnění směsí např. s bentonitem, vodním sklem, se směsí těchto materiálů nebo s dalšími materiály, a pak se jím plní formy. Po vylisování se vloží jádra a po odlití se nechá výrobek zatuhnout. Odlitek postupuje na rošt, kde dochází k rozpadu formy. V násypce pod roštem dochází ke třídění písku. Písek je ukládán do zásobníků.

Cihelná drť – dodáno firmou Stomix, spol. s r. o. Cihelná drť se vyrábí rozemletím zlomků nebo celých výrobků z pálené hlíny na definovanou zrnitost. K tomu se používají dvě mlecí linky: Na první mlecí lince se čistě zlomky cihel a pálených střešních tašek nejprve nadrtí na čelistovém drtiči na velikost do 80 mm a poté uloží do velkoprotorového síla, z něj se pak drť přes vibrační žlab dává do kladivového mlýna, ve kterém dojde k rozemletí drtě na hrubou cihelnou drť. Z hrubé cihelné drti se pak na vibračním síti odděluje hrubá frakce.

SLOŽENÍ		Směs					
		130-A (pojivo EP P130)		132-F (pojivo EP P132)		311-K (pojivo VE)	
EP/VE	složka A	14,3	10,7	14,3	12,2	27,5	27,2
	složka B		3,6		2,1		0,3
Plnivo	Si-písek	85,7		85,7		72,5	
	Odpad	0		0		0	
Celkem[%]		100		100		100	