

氧化鋯對高性能水泥基之增韌研究

黃文玲* 粘志偉** 潘煌鏗***

*國立高雄應用科技大學 土木工程與防災研究所 副教授

**國立高雄應用科技大學 土木工程與防災研究所 碩士

***國立高雄應用科技大學 土木工程與防災研究所 教授

摘要

本研究探討氧化鋯添加於高性能水泥漿及高性能水泥砂漿(以下簡稱高性能砂漿)之高性能水泥基材料的強度與韌性的行為，並以實驗求得材料參數代入微裂縫增韌理論，以了解增韌機制對氧化鋯高性能水泥基材料的影響及印證理論模式之適用性。將高性能水泥基添加氧化鋯材料視為複合材料，其中高性能水泥基母材分為高性能水泥漿及高性能砂漿兩種，氧化鋯材料為完全穩定氧化鋯(fully stabilized zirconia, *FSZ*)。實驗結果顯示，*FSZ* 添加 2%、4%、6% 之複合材料，抗壓強度有增加的趨勢，以齡期 28 天添加 4% 含量 *FSZ* 最為明顯，其中高性能水泥漿複合材料強度約增加 15%，高性能砂漿複合材料強度約增加 10%。隨著 *FSZ* 含量的增加，材料之破壞韌性也有增加趨勢，以齡期 28 天含量 6% 最為明顯，高性能水泥漿基破壞韌性約增加 6%~7%。

微裂縫增韌理論分析顯示，添加 *FSZ* 對高性能水泥漿的效果高於高性能砂漿，且隨添加百分比之增加而加強增韌效果，以 90 天齡期 6% *FSZ* 添加量而言，破壞韌性增加量 ΔK 分別為 73% 和 50%。本研究成果顯示微裂縫增韌理論，亦適用於高性能水泥基添加氧化鋯之增韌分析。

關鍵字：水泥基、氧化鋯、韌性、微裂縫

一、前言

陶瓷材料(ceramic material)以其具有高強度、耐高溫、耐腐蝕、熱傳導率低的優點，廣泛應用在日常生活中，然而陶瓷材料最大缺點在於韌性差且屬於脆性材料，對拉力的抵抗力較弱，所以材料容易產生裂縫而影響其強度。因此，近年來學術界提出許多強化脆性材料的韌性理論【1,2,3】，並研發出許多高性能陶瓷材料。在強化陶瓷材料韌性研究中，應用最廣且經證實有效果是在陶瓷材料加入氧化鋯(zirconia, ZrO_2)，因氧化鋯具特殊物理性質可抑制裂縫的成長及傳播，且能強化材料韌性、強度與耐磨耗等性質。

混凝土材料屬於陶瓷材料的一種，同屬脆性材料，所以混凝土材料也同樣面臨韌性差的問題。脆性材料破裂的發生通常是由材料本身結構缺陷或存在裂縫所引起。混凝土是由水、水泥與骨材等材料組成之複合材料，在硬化過程中，空氣的存在會造成孔隙(結構本身缺陷)產生；而水泥的乾縮會造成內部微裂縫的產生。當混凝土受到外部荷重作用所產生的功，會產生彈性變形及裂縫來吸收能量，但裂縫的產生將會降低材料強度與破壞韌性(fracture toughness)。為抑制裂縫成長且增加材料韌性，國內研究多以纖維材料來改善混凝土之低抗彎、低抗張及易脆性【4,5,6】，但尚未見到將氧化鋯與混凝土材料相結合之研究，故以本研究將添加氧

化銦於高性能水泥基材料中，研究材料之強度及韌性之變化，並探討韌性強化機制在高性能水泥基材料的作用。

二、微裂縫增韌理論

依據權函數理論【7】，靠近裂縫尖端因額外應力導致應力強度因子增加量 ΔK 可由下式計算而得：

$$\Delta K = \int_{A_C} \sigma^* \cdot \nabla h dA \quad (1)$$

A_C 為靠近主裂縫尖端處理區(process zone)的面積， σ^* 為由接觸力(traction)所引起的平均正向應力(mean normal stress)， h 是權函數， ∇ 是二度空間運算子。Paris *et al*【8】提出載重模式 I 狀況下靠近裂縫尖端權函數(weight function)為

$$\begin{bmatrix} h_1 \\ h_2 \end{bmatrix} = \frac{1}{2(1-\nu)\sqrt{2\pi r}} \begin{bmatrix} \cos \frac{\theta}{2} \left(2\nu - 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sin \frac{\theta}{2} \left(2 - 2\nu - \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \end{bmatrix} \quad (2)$$

若應力強度因子增加量是由 σ^* 正向力(hydrostatic component)所引起，公式(1)變為

$$\Delta K = \kappa_0 \int_{A_C} \varepsilon_{kk}^* \cdot h_{i,i} dA \quad (3)$$

這裡的 κ_0 為母材的體積模數，然而在處理區內的等值轉換應變含量為 $c_1 \varepsilon_{kk}^*$ ， c_1 為介質含量，因此公式(3)修改為

$$\Delta K = \kappa_0 \int_{A_C} (c_1 \cdot \varepsilon_{kk}^*) \cdot h_{i,i} dA \quad (4)$$

Pan【9】計算含橢球形介質之兩相複合材料和橢圓形裂縫體的等值轉換應變：在兩相材料系統中，裂縫可視為介質以相 1 視之，母材視為相 0，則平均等值轉換應變 $\langle \varepsilon^* \rangle$ (overall equivalent transformation strain) 為

$$\langle \varepsilon_{kk}^* \rangle = m_1 \varepsilon_{11}^0 + m_2 \varepsilon_{22}^0 + m_3 \varepsilon_{33}^0 \quad (5)$$

參數 m_i 受介質的形狀、方向與母材和介質的彈性模數影響，括弧 $\langle \bullet \rangle$ 表示平均量，當橢球介質在 3-D 任意方向分佈，則

$$m_1 = m_2 = m_3 = \frac{p_2}{p_1}$$

$$p_1 = 1 + c_1 [(a_{11} + a_{12} + a_{13})(S_{1111} + S_{2211} + S_{3311} - 1) + (a_{21} + a_{22} + a_{23})(S_{1122} + S_{2222} + S_{3322} - 1) + (a_{31} + a_{32} + a_{33})(S_{1133} + S_{2233} + S_{3333} - 1)]/3 \quad (6)$$

$$p_2 = (a_{11} + a_{12} + a_{13} + a_{21} + a_{22} + a_{23} + a_{31} + a_{32} + a_{33})/3$$

上式 a_{ij} 參數可參閱 Pan 和 Weng

【10】。

若介質為裂縫體，則平均等值轉換應變可修正為

$$c_1 \langle \varepsilon_{kk}^* \rangle = m'_1 \varepsilon_{11}^0 + m'_2 \varepsilon_{22}^0 + m'_3 \varepsilon_{33}^0 \quad (7)$$

此處 m'_i 組成與公式(6)相似，此等值轉換應變可決定裂縫體的微裂縫增韌影響。

將公式(5)、(7)代入公式(4)，則應力強度因子增加量為：

$$\Delta K = \kappa_0 \int_{A_C} c_1 (m_1 \varepsilon_{xx}^0 + m_2 \varepsilon_{yy}^0) h_{i,i} dA \quad (8a)$$

$$= \kappa_0 \int_{A_C} c_1 (m'_1 \varepsilon_{xx}^0 + m'_2 \varepsilon_{yy}^0) h_{i,i} dA \quad (8b)$$

在公式(8a)與(8b)分別代表介質增韌與微裂縫增韌之效果，可以簡化為：

$$\Delta K = \kappa_0 \int_{A_C} (e_1 \varepsilon_{xx}^0 + e_2 \varepsilon_{yy}^0) h_{i,i} dA \quad (9)$$

其中

$$e_1 = c_1 m_1, \quad e_2 = c_1 m_2, \quad \text{為介質增韌}$$

$e_1 = m'_1, \quad e_2 = m'_2, \quad \text{為微裂縫增韌}$
在載重模式 I， $x-y$ 平面應變情況下，靠近主裂縫尖端的應變為：

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{xx}^0 \\ \varepsilon_{yy}^0 \end{bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \frac{1+\nu_0}{E_0} \cos \frac{\theta}{2} \begin{bmatrix} (1-2\nu_0) - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ (1-2\nu_0) + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \end{bmatrix} \quad (10)$$

K_I 是在載重模式 I 之應力強度因子， ν_0 和 E_0 為母材的波松比和楊氏模數。經由 Hutchinson 技巧【11】可將裂縫尖端與臨界應力強度因子比分解成下式：

$$\frac{K_{tip}}{K_{IC}} = \lim_{\rho \rightarrow 0} \left[\frac{K_{tip}^0}{K_{IC}} \right] \left[\frac{K_{tip}}{K_{tip}^0} \right] \quad (11)$$

公式(11)可分為兩部份 $\frac{K_{tip}^0}{K_{IC}}$ 和 $\frac{K_{tip}}{K_{tip}^0}$ 求解， ρ 是靠近主裂縫尖端附近相當小的半徑。計算流程可參考【9】，經過計算獲得

$$\frac{K_{tip}}{K_{IC}} = \frac{1 + (e_1 + e_2)\delta_3 k_1 - (e_1 - e_2)\delta_4 k_2}{\delta_r \left\{ 1 + \frac{1}{192} [8(e_1 + e_2)\delta_3 - (e_1 - e_2)\delta_4] \right\}} \quad (12)$$

$$\delta_1 = \frac{\mu_0}{\mu}, \quad \delta_2 = \frac{1 - \nu}{1 - \nu_0}$$

$$\delta_3 = \frac{(1 + \nu_0)(1 - 2\nu_0)}{1 - \nu_0}, \quad \delta_4 = \frac{1 + \nu_0}{1 - \nu_0} \quad (13)$$

其中 μ_0 和 μ 分別為母材及複合材料之剪力模數， δ_1 、 δ_2 、 δ_3 和 δ_4 為材料的參數， $\delta_r = \sqrt{\delta_1 \delta_2}$ ， k_1 和 k_2 為常數，若材料內裂縫為穩定傳播裂縫，則 $k_1 = 0.0072$ 和 $k_2 = 0.0039$ 。

若為等向性材料則公式(12)可簡化成為

$$\frac{K_{tip}}{K_{IC}} = \frac{1 + 2p\delta_3 k_1}{\sqrt{\delta_1 \delta_2} \left(1 + \frac{1}{12} p\delta_3 \right)} \quad (14)$$

若添加材料或裂縫或孔隙等視為介質，可將公式(14)中 δ_1 改為

$$\delta_1 = c_1(1 + q) \quad (15)$$

而 $p = e_1 = e_2 = c_1(p_2/p_1)$ ，其中 p_1 、 p_2 如公式(6)； $q = c_1(q_2/q_1)$ ， q_1 和 q_2 可由參考資料【9】得知。

將公式(13)和(15)代入公式(14)可以得到等向性複合材料韌性比為

$$\frac{K_{tip}}{K_{IC}} = f\sqrt{g} \quad (16)$$

其中

$$g = -\{(3\kappa_0 \cdot q^2 + 4\mu_0 \cdot p \cdot q)c_1^2 + [(4\mu_0 + 6\kappa_0)q + 4\mu_0 p]c_1 + 4\mu_0 + 3\kappa_0 / [(6\kappa_0 q + 2\mu_0 p)\nu_0 - 6\kappa_0 q - 2\mu_0 p]c_1 + (2\mu_0 + 6\kappa_0)\nu_0 - 2\mu_0 - 6\kappa_0\} \quad (17)$$

$$f = \frac{12[2pk_1(1 - 2\nu_0)(1 + \nu_0) + (1 - \nu_0)]}{p(1 - 2\nu_0)(1 + \nu_0) + 12(1 - \nu_0)} \quad (18)$$

其中 κ_0 為母材之體積模數，至此，添加介質導致材料韌性變化的解，可由權函數理論、Hutchinson 技術和均值法綜合解得，而介質複合材料的增韌比關係為

$$\frac{K_{tip}}{K_{IC}} = \begin{cases} < 1, \text{韌性增加} \\ = 1, \text{沒有變化} \\ > 1, \text{韌性減少} \end{cases} \quad (19)$$

若材料含微裂縫，則 p 為

$$p = \left(\frac{16}{9}\right) \cdot \left(\frac{1 - \nu_0^2}{1 - 2\nu_0}\right) \cdot \eta \quad (20)$$

$$\eta = \frac{8}{\pi^3} M \langle l^2 \rangle \quad (21)$$

其中 M 為單位面積微裂縫數， l 為微裂縫長度， η 為微裂縫密度【12】。

將公式(13)與(20)代入公式(14)即可求得含微裂縫之 $\frac{K_{tip}}{K_{IC}}$ 。

三、實驗計劃

3.1 試驗材料

本試驗使用的材料性質如下：

- (1) 水泥：台灣水泥公司生產之品牌第 I 型普通水泥，比重 3.15，其性質符合 CNS 61 之規定。
- (2) 飛灰：台電興達廠生產，比重 2.19，細度 3110 cm^2/g 。
- (3) 爐石：高雄中聯爐石公司生產，比重 2.87，細度 4350 cm^2/g 。
- (4) 細骨材：高雄荖濃溪河砂，比重

2.67，細度模數 FM=3.05。

(5) 強塑劑：高正公司生產之 Type-G 強塑劑，符合美國 ASTM C494 G-Type 級規範。

(6) 氧化鋯：格雷蒙股份有限公司 (Gredmann) 製造之產品，比重 5.8，FSZ 粒徑 1~50 μm 。

3.2 試驗配比

水膠比(W/B)=0.32，水泥基中 FSZ 之體積含量 c_1 分別為 0%、2%、4% 和 6%，如；若母材(基材)為水泥漿，配比如表 1 所示；若母材為砂漿，配比如表 2 所示。

表 1 水泥漿與氧化鋯之配比 (kg/m^3)

材料 ZrO_2 含量	水泥	爐石	飛灰	水	強塑劑	ZrO_2
0%	1226	68	219	468	16.3	0
2%	1210	67	215	459	15.6	116
4%	1177	66	211	449	15.3	232
6%	1153	65	206	440	15.3	348

表 2 砂漿與氧化鋯之配比 (kg/m^3)

材料 ZrO_2 含量	水泥	爐石	飛灰	砂	水	強塑劑	ZrO_2
0%	704	39	127	1123	270	9.2	0
2%	690	38	125	1010	265	9.0	116
4%	676	37	122	1078	259	8.8	232
6%	662	37	120	1055	254	8.6	348

3.3 試體製作

每種配比組合之抗壓試體製作 9 顆圓柱試體，3 顆 $10 \times 20 \text{ cm}$ ；6 顆 $5 \times 10 \text{ cm}$ ，因此每種母材添加 FSZ 共製作 108 個抗壓試體。另外，每種配比製作 6 個 $4\text{cm} \times 4\text{cm} \times 16\text{cm}$ 抗彎試體，且事先於試體中央處預留 0.4cm 的裂縫，所以每一種母材添加

FSZ 共製作 72 個抗彎試體。所有試體拌合程序均依 CNS 1230 規定，製作過程及搗實依 CNS 1231 規定。

3.4 試驗方法

在不同齡期之圓柱試體上架設軸向與側向伸長計，並置於 MTS 試驗機，以應變率 $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-5} / \text{sec}$ 的速率加載，量測完整的應力-應變曲線和抗壓強度，以之計算楊氏模數 E 值和柏松比 ν 值；並以三點彎矩法做抗彎試驗，利用破壞韌性 (fracture toughness) 計算公式如下【13】

$$K_m = \frac{3FSY}{2W^2B} \sqrt{\pi a} \quad (22)$$

其中 K_m 為破壞韌性； F 為破壞載重； S 為試體跨度 16cm； B 為試體斷面寬度 4cm； W 為試體斷面高度 4cm； a 為預留裂縫 0.4cm， Y 為形狀因子 0.97。

本實驗微觀方面採用電子顯微鏡 (SEM) 觀察，主要目的是要了解裂縫分佈情形及利用軟體分析裂縫密度。

四、實驗結果

4.1 抗壓強度

從圖 1 和圖 2 中可以看出高性能水泥漿和砂漿母材添加氧化鋯之含量增加時，不同齡期之應力也將隨之增加，當 FSZ 含量在 4% 時強度達到最高，但在 FSZ 含量在 6% 時強度有下降的現象發生。值得注意的是，在相同添加量下，不論母材為何抗壓強度都會隨齡期增加而增加。圖 3 和圖 4 顯示不同母材之抗壓強度的增加率 σ/σ_0 ，其中 σ_0 為 $c_1 = 0$ 的材料極限抗壓強度，在 FSZ 含量為 4% 之最高抗壓度約增加 10%~15%。但當氧化鋯含量在 6% 時之材料抗壓強度的增加率反而下降，尤其在齡期 90 天的抗壓強度比不加氧化鋯時的強

度還低，這意味著高性能水泥基使用氧化鋁來增加抗壓強度的含量是有所限制。

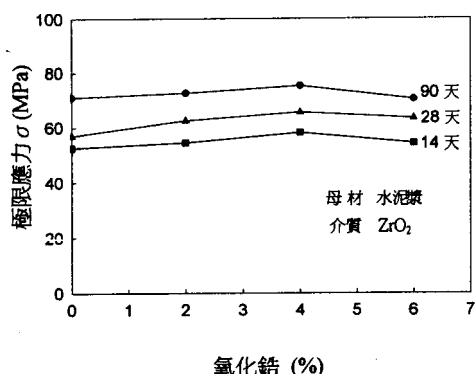


圖 1 高性能水泥漿複合材料抗壓強度

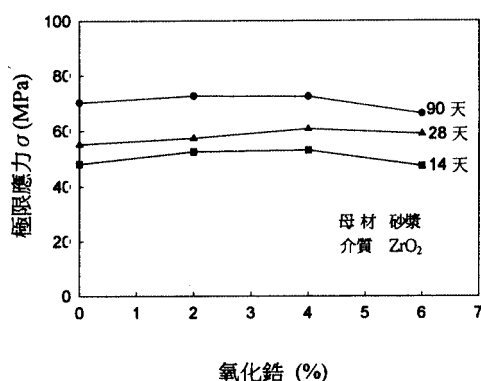


圖 2 高性能砂漿複合材料抗壓強度

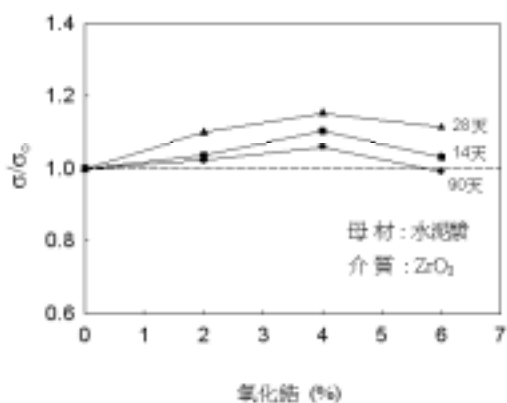


圖 3 高性能水泥漿複合材料抗壓強度增加率

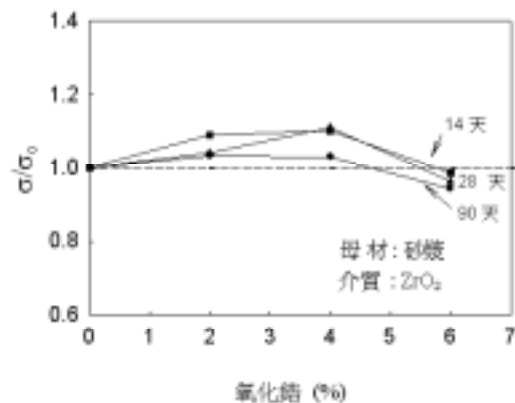


圖 4 高性能砂漿複合材料抗壓強度增加率

4.2 彈性模數

圖 5 顯示高性能水泥漿添加 *FSZ* 後的楊氏模數增加率 E/E_0 (E_0 為母材本身之楊氏模數)，隨 *FSZ* 含量增加而增加，但隨著齡期增加，楊氏模數的增加率逐漸降低，以添加 6% *FSZ* 為例，楊氏模數增加率會由齡期 14 天的 20% 降為齡期 90 天的 8%。

圖 6 顯示高性能砂漿添加 *FSZ* 後的楊氏模數增加率 (E/E_0) 以添加量 4% 時為最好，增加率約 8.5%；但添加量在 6% 時，楊氏模數增加率卻小於 1，表示添加過量的氧化鋁對材料楊氏模數是不利的。

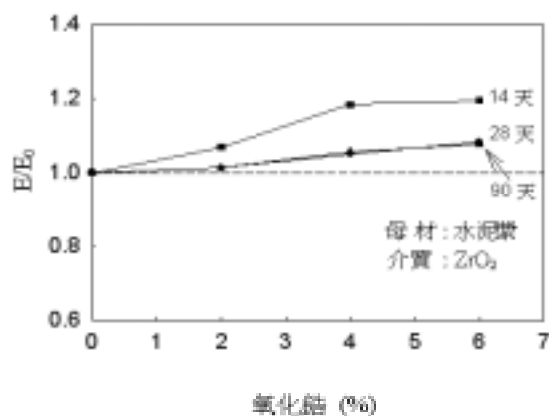


圖 5 高性能水泥漿複合材料楊氏模數增加率

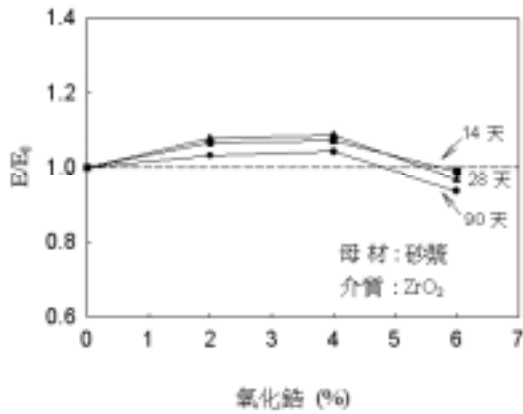


圖 6 高性能砂漿複合材料楊氏模數增加率

4.3 破壞韌性分析

由前述試驗分析結果得到高性能水泥基材添加 *FSZ* 之後其楊氏模數及抗彎強度主要皆會增加，因此其破壞韌性理論上似應變小，但由表 3 顯示每一種配比在不同齡期由抗彎試驗結果利用公式(22)計算所得之高性能水泥基複合材料之破壞韌性 K_m 會隨著齡期和氧化鋁含量之增加而增加。圖 7 和圖 8 顯示兩種材料的破壞韌性增加率 K_m/K_0 都大於 1，其中 K_0 為母材本身的破壞韌性。以齡期 90 天的破壞韌性增加率為例，高性能水泥漿含 4% 和 6% 氧化鋁的韌性增加率分別為 7% 和 8%，而高性能砂漿則分別為 1% 和 2%，因此高性能水泥漿的破壞韌性增加率比高性能砂漿大，由此可知對於韌性較低的材料，氧化鋁添加的效果較顯著。

表 3 高性能水泥漿破壞韌性 K_m ($MPa\sqrt{m}$)

水 泥 漿 K_m ($MPa\sqrt{m}$)			
	14 天	28 天	90 天
0%	0.419	0.522	0.576
2%	0.435	0.544	0.591
4%	0.441	0.552	0.616
6%	0.455	0.555	0.622
砂 漿 K_m ($MPa\sqrt{m}$)			
	14 天	28 天	90 天
0%	0.801	0.886	0.935
2%	0.851	0.912	0.968
4%	0.872	0.938	0.992
6%	0.874	0.950	1.000

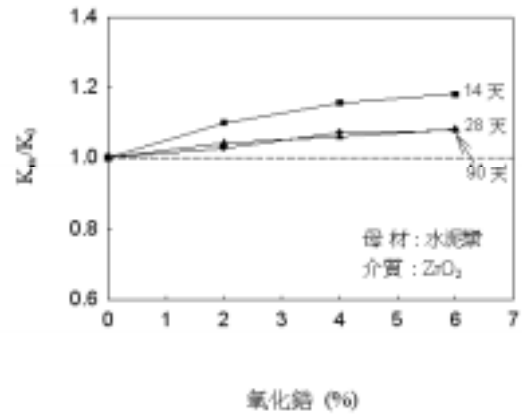


圖 7 高性能水泥漿複合材料破壞韌性增加率

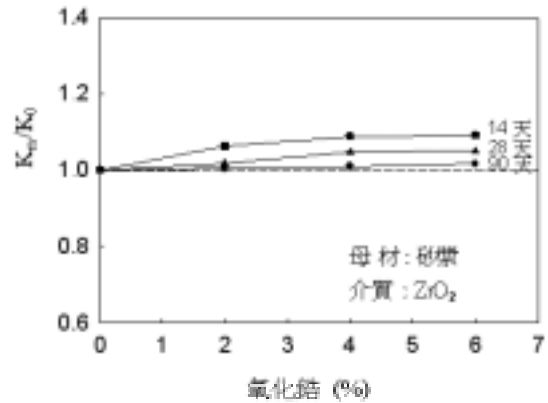


圖 8 高性能砂漿複合材料破壞韌性增加率

4.4 添加 *FSZ* 之介質增韌分析

將實驗結果分析所得的材料參數代入公式(16)之介質增韌分析，添加不同含量 *FSZ* 進入母材後， K_{tip}/K_{IC} 都會大於 1，結果如表 4 和 5 所示。由公式(19)得知將 *FSZ* 視為介質添加物對於高性能水泥基母材並無增韌效果，但隨著 *FSZ* 含量的增加 K_{tip}/K_{IC} 有下降的趨勢。

表 4 高性能水泥漿複合材料之 K_{tip}/K_{IC}

K_{tip}/K_{IC}			
	14 天	28 天	90 天
2%	1.14	1.13	1.13
4%	1.12	1.12	1.12
6%	1.11	1.11	1.11

表 5 高性能砂漿複合材料之 K_{tip} / K_{IC}

K_{tip} / K_{IC}			
	14 天	28 天	90 天
2%	1.14	1.13	1.13
4%	1.12	1.12	1.12
6%	1.11	1.11	1.11

4.5 添加 FSZ 之微裂縫增韌分析

對脆性材料而言微裂縫確實有助於韌性增加，母材添加 FSZ 介質後在外力作用下與主裂縫之間會產生許多微裂縫，圖 9 和 10 顯示複合材料之 SEM 觀測照片經色差分析處理後之微裂縫分佈狀況，可清楚的看出隨著 FSZ 添加量的增加，微裂縫數有增加的趨勢。將齡期 28 天的材料性質參數與微裂縫密度代入公式(14)之微裂縫增韌分析，其結果如表 6 所示，添加不同含量 FSZ 進去後 K_{tip} / K_{IC} 都小於 1，表示添加 FSZ 導致微裂縫數目增加，對於複合材料有增韌的效果，同時 K_{tip} / K_{IC} 也隨著裂縫數目的增加而下降，表示 FSZ 含量愈多，增韌效果愈好。

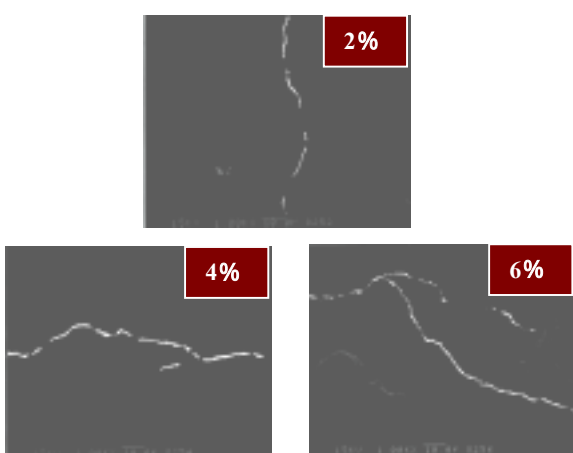


圖 9 高性能水泥漿複合材料微裂縫分部

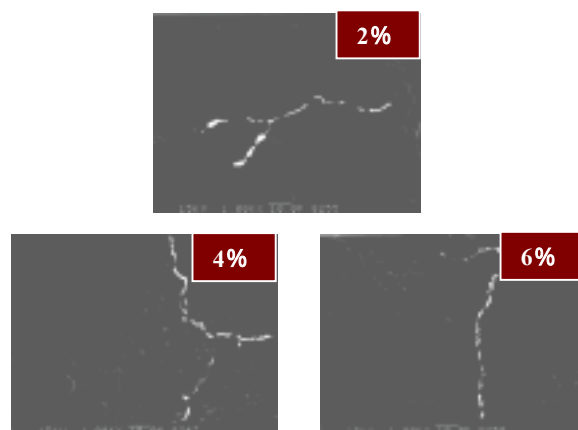


圖 10 高性能砂漿複合材料微裂縫分部

表 6 高性能水泥基複合材料微裂縫增韌比 K_{tip} / K_{IC}

K_{tip} / K_{IC}	高性能水泥漿複合材料	高性能砂漿複合材料
2%	0.87	0.87
4%	0.86	0.87
6%	0.86	0.87

4.6 FSZ 增韌分析

實驗方面的破壞韌性 K_m 隨著 FSZ 含量的增加而增加，破壞韌性增加量 ΔK_m ，如表 7 所示。實驗所求得破壞韌性增加量 ΔK_m 為整個增韌機制的總增加量，而介質與微裂縫增韌機制只是占其中的一部份，其餘的增韌機制如裂縫分叉、裂縫偏折與裂縫橋阻沒有考慮到，各機制間相互的影響與對整體增韌機制的總增加量可能為某種程度的關係，需做進一步的研究探討。由介質與微裂縫增韌分析所得的增韌比前者為大於 1，後者為小於 1，表示破壞韌性增加量分別為一正一負的關係，故以最保守的考量，假設兩機制彼此相互獨立，不考慮介質對微裂縫尖端之減韌作用，間接對主裂縫產生增韌之效果，則將兩者各自的破壞韌性增加量相加後的結果仍為負值，以 ΔK 表示。將 ΔK 再除以實驗結果計算所得之 ΔK_m ， $\Delta K / \Delta K_m$ 之計算結果如表 8 所示。隨著 FSZ 含量的增

加兩種增韌機制分析相加所占的百分率越高，由兩種不同母材的分析結果發現高性能水泥漿的增韌機制百分率都大於高性能砂漿，表示 *FSZ* 添加於高性能水泥漿的增韌的效果會較好，隨添加量之增加，增韌機制百分率也跟著增加，這代表添加 *FSZ* 確實有增韌之效果。

表 7 高性能水泥基實驗破壞韌性增加量 ΔK_m

高性能水泥漿複合材料			
ΔK_m	14 天	28 天	90 天
2%	-0.01532	-0.02202	-0.01549
4%	-0.02206	-0.03018	-0.03996
6%	-0.02577	-0.03262	-0.04648
高性能砂漿複合材料			
ΔK_m	14 天	28 天	90 天
2%	-0.05016	-0.02569	-0.03308
4%	-0.07054	-0.05138	-0.05755
6%	-0.07299	-0.06402	-0.06530

表 8 高性能水泥基材料破壞韌性增加百分率(%)

$\frac{\Delta K}{\Delta K_m}$	高性能水泥漿複合材料	高性能砂漿複合材料
2%	7.96	3.05
4%	48.93	31.07
6%	73.30	49.07

五、結論

- (1) 實驗結果顯示添加氧化鋁於高性能水泥基中，含量在 4% 左右對強度增加效果最好，抗壓強度可增加達 10%~15%。
- (2) 實驗結果分析顯示高性能水泥漿破壞韌性增加率比高性能砂漿大，顯示對於韌性較低的材料，氧化鋁添加的效果較明顯。
- (3) 由 SEM 觀察結果顯示隨著氧化鋁含量的增加微裂縫數目也有增加

的趨勢，理論分析亦顯示微裂縫增韌效果亦隨之增加，所以微裂縫數目的增加有利於材料破壞韌性的提昇。

- (4) 由增韌理論分析顯示氧化鋁介質的添加使得複合材料 $K_{tip}/K_I > 1$ ；微裂縫數目的增加使得複合材料 $K_{tip}/K_I < 1$ 。表示微裂縫增韌機制的影響大於介質增韌機制。假設兩項增韌機制相互獨立則兩增韌機制結果相加後的破壞韌性增加量 ΔK 仍為負值，表示添加 *FSZ* 確實有增韌效果。
- (5) 隨著氧化鋁含量的增加前述第 4 項之韌性增加量 ΔK 占由實驗結果分析而得總破壞韌性增加量 ΔK_m 的百分率越高，由兩種不同母材之分析可以發現不同氧化鋁含量之高性能水泥漿的 $\Delta K/\Delta K_m$ 百分率都遠大於高性能砂漿，顯示對於韌性較低的材料，氧化鋁添加的效果較明顯。

參考文獻

1. McMeeking, R. M., and Evans, A. G., "Mechanics of Transformation Toughening in Brittle Materials", *Journal of American Ceramics Society*, Vol. 65, pp242- 246(1982).
2. Evans, A.G, and Fu, Y., "Some Effects of Microcracks on the Mechanical Properties of Brittle Solids - Microcrack Toughening", *Acta Metallurgica*, Vol.33, pp.1525-1531 (1985).
3. Becher, P.F., and Tiegs, T. N., "Toughening Behavior Involving Multiple Mechanisms: Whisker Reinforcement and Zirconia

- Toughening”, *Journal of American Ceramics Society*, Vol. 70, pp.651-654 (1987).
4. Banthia, N. and Trottier, J.F., “Concrete Reinforced with Deformed Steel Fiber Part I : Bond-Slip Mechanisms”, *ACI Materials Journal*, September-October, pp435-446 (1994).
 5. Vellore S. Gopalaratnam, Surendra P. Shah, Gordon B. Batson, Marvin E. Criswell, Ramakrishnan, and Methi Wecharatana, “Fracture Toughness of Fiber Reinforced Concrete”, *ACI Materials Journal*, July-August, pp.339-353 (1991).
 6. 彭耀南, “碳纖維混凝土工程性質暨應用之研究.”, 內政部建築研究所籌備處(1992).
 7. Rice, J. R., “Weight Function Theory for Three Dimensional Elastic Crack Analysis,” *Fracture Mech.*, ASTM STP 1020, pp29-57 (1989).
 8. Paris, P. C., McMeeking, R. M. and Tada, H., “The Weight Function Method for Determining Stress Intensity Factors”, *Z. Angew. Math. Mech.*, 50, pp529-533 (1970).
 9. Pan, H.H., “An Overall Approach for Microcrack and Inhomogeneity Toughening in Brittle Solids”, *The Chinese Journal of Mechanics*, Vol. 15, pp.57-68 (1999).
 10. Pan, H. H. and Weng, G. J., “Elastic Moduli of Heterogeneous Solids with Ellipsoidal Inclusions and Elliptic Cracks”, *Acta Mechanica*, Vol.110, pp.73-94 (1995).
 11. Hutchinson, J. W., “Crack Tip Shielding by Microcracking in Brittle Solids”, *Acta Metallurgica*, Vol.35, No.7, pp1605-1619 (1987).
 12. Bernard Budiansky and Richard, J.O., “Elastic Moduli of a Cracked Solid”, *J. Solids Structures*, Vol.12, pp81-97 (1976).
 13. Srawley, J. E., Wide Range Stress Intensity Factor Expressions for ASTM E399 Standard Fracture Toughness Specimens, *Int. J. Frac. Mech.*, 12, pp475-476 (1976).