

正会員 ○山川純雄(住友金属 中研)
 平川賢爾(同)
 正会員 小山清一(同)

1. まえがき

鋼繊維補強コンクリート(以下SFRCと略称)は初期ひび割れ荷重が増大することや、初期き裂が進展し破断に至るまでには鋼繊維(以下SFと略称)の引抜けや破断に伴う仕事が必要であるため、靱性が著しく高くなることなど、普通コンクリートに比較して優れた性質を持っていることが一般に認められている。

この靱性に対する評価は種々行なわれているが、その一つに破壊力学的手法の適用が考えられる。北川らは破壊力学的手法をコンクリートやモルタルの靱性評価に適用し、従来の荷重や応力による靱性評価よりも応力拡大係数を用いた評価方法がより一般性を有することを明らかにしており¹⁾、さらに、SFRCについては谷川・橋詰²⁾、岸谷・前田³⁾らが応力拡大係数による評価を試みている。

ここでは、以上のような観点から、SFRCの破壊靱性に及ぼすSF混入率⁴⁾、荷重方法、供試体形状寸法の影響を破壊力学手法により検討した結果につき報告する。

2. 試験方法

コンクリートのような材料に対する破壊靱性試験法はいまだ確立されていないので、ここでは金属材料の破壊靱性試験法として規定されているASTMの方法⁵⁾に準じて行なった。供試体の形状寸法は図1に示す二種類とし、クラックスタータとしての切欠は、幅0.2mm、き裂深さaは断面寸法150×150mmのもので45mm(a/d=0.3)、60×60mmのもので21mm(a/d=0.35)とした。供試体は打設後20±3℃の水中に養生し、材令2週でノコにより切欠加工し、試験に供した。

荷重方法は、断面150×150mmの供試体では三等分点荷重(スパンS=450mm)と中央集中荷重(スパンS=450mm)の二種類採用し、荷重方法の差が破面形態や破壊靱性値に及ぼす影響を調査した。

また、断面60×60mmの小型供試体では中央集中荷重におけるスパンと高さの比(s/d)を3, 4, 6, 8と変化させて、s/dの影響を調査した。

き裂の先端には鋼製ナイフエッジを接着し、クリップゲージによりき裂開口量(COD)と荷重との関係を測定した。

SF混入率は1, 2 vol.%の二種類とし、粗骨材最大寸法15mm、水セメント比w/c=55%, 細骨材率s/a=70%一定として、SF混入率1 vol.%におけるスランプが8±2cmになるよう各材料の単位量を決定

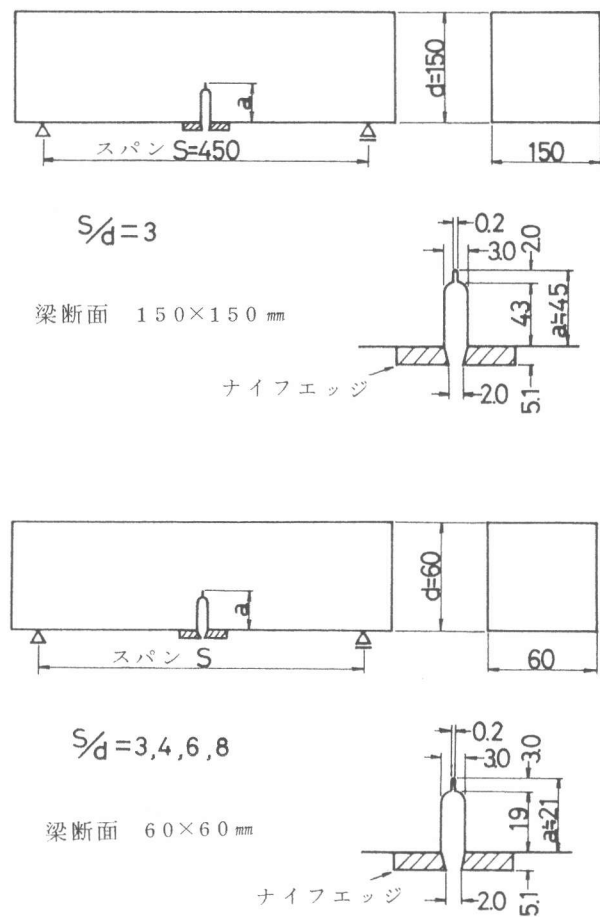


図1. 供試体の形状寸法

表 1. 用いたコンクリートの配合

SF混入率 (vol.%)	粗骨材最大 寸法(mm)	水セメント比 w/c (%)	細骨材率 s/a (%)	スランプ (cm)	単 位 量 (Kg/m ³)				
					水	セメント ⁽¹⁾	細骨材 ⁽²⁾	粗骨材 ⁽³⁾	SF
0	15	55	70	14~16	223	404	1147	505	0
1	15	55	70	7~9	221	400	1136	500	78
2	15	55	70	2~3	219	396	1124	495	156

(1): 早強ポルトランドセメント, (2), (3): 鹿島町産

した。比較として用いたプレコンクリート(PC)の配合は、SFRCからSFを取り除いた配合と同一にした。SFRC及びプレコンクリートの配合をそれぞれ表1に示す。使用鋼繊維は寸法0.25×0.5×2.5mm(波形)、アスペクト比62.7である。

3. 試験結果

3.1. き裂開口量と荷重との関係

き裂開口変位(COD_G)と荷重との関係の代表例を図2, 3に示す。図より明らかなように、CODは初め荷重の増加とともに増大するが、コンクリート内部の微細欠陥の成長、連結に対応して曲がり始め、プレコンクリートでは最大荷重を経た後急速に破壊する。これに対し、SFRCでは最大荷重到達以後もき裂は開口変形を続けており、その変形量はSF混入率が高くなるにしたがって増大する。これらの傾向は載荷方法、供試体の断面寸法に関係なく認められる。

また、SFRCでは切欠底からのひび割れが10mm(図3中矢印の位置)に達しても荷重はほとんど低下せずSFによってき裂の進展に対する低抗性が著しく増大することが認められた。

3.2. 破壊靱性値

荷重-き裂開口量の関係に見られるように、SFRCは延性材料に似たき裂開口量の変化を示しており、従来の金属材料の破壊靱性値の評価に用いられている限界き裂開口変位 $\delta_{critical}$ や限界応力拡大係数K_{IC}値を単純適用するには若干問題がある。しかしながら、金属材料のCODの概念の類推から、SFRCの破壊靱性値の評価方法として、ここでは、荷重-COD線図の荷重低下開始時のき裂開口変位量と最大応力をとるときのK値をK_C値として採用した。このK_C値の計算は次式によった。

○三等分点載荷の場合

$$K_I = (PS/BW^2) \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F_1(a/w) \dots (1)$$

$$\text{ここで, } F_1(a/w) = 1.122 - 1.4(a/w) + 7.33(a/w)^2 - 13.08(a/w)^3 + 14.0(a/w)^4$$

○中央集中載荷の場合

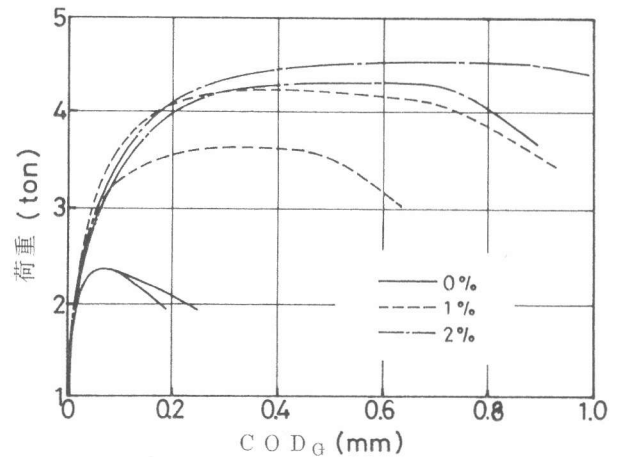


図 2. き裂開口変位 COD_G と荷重との関係 (三等分点載荷)

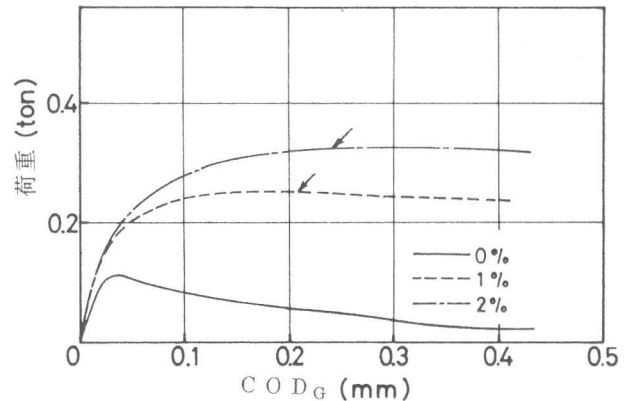


図 3. き裂開口変位 COD_G と荷重との関係 (中央集中載荷)

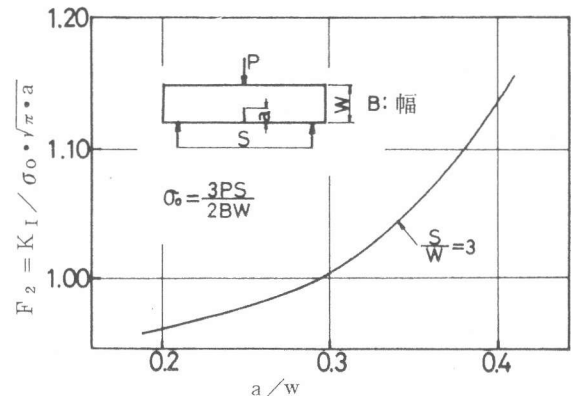


図 4. F₂ と (a/w) の関係

$$K_{IC} = (3PS/2BW)\sqrt{\pi a} \cdot F_2(a/w) \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $F_2(a/w)$ は図4より求めた。

破壊靱性値 K_{IC} 及び限界き裂開口量 COD_G とSF混入率との関係を図5、6に示す。図より明らかなように、 K_{IC} 値も COD_G もSF混入率に比例して増大し、混入率2 vol.%でやや靱性が飽和する傾向を示している。また、三等分点載荷と中央集中載荷の載荷方法による差は、いずれの図でもほとんど認められない。

図7、8は供試体断面寸法が K_{IC} 値及び COD_G に及ぼす影響を示したもので、これより、梁断面の小さい方が破壊靱性値は小さく、しかもバラツキが大きくなることがわかる。この理由としては、梁断面の大きさ(60×60mm)に比べ粗骨材の最大寸法が15mmと比較的大きく、したがって梁断面の大きいものより破断面での粗骨材の分布状態の影響を受けやすいことが考えられる。これより、供試体断面寸法は少なくとも粗骨材最大寸法の10倍以上にするのが望ましいと言える。

なお、スパン高さ比 s/d の影響は図9に示すとおりで、プレコンクリートでは s/d が変化しても K_{IC} 値はほとんど変わらないが、SFRCでは s/d が大きくなるにしたがって、 K_{IC} 値も若干大きくなる傾向が認められる。

4. 考察

以上のように、SFの混入により破壊靱性値の著しい向上が認められたが、ここでは破壊靱性値の向上率をエネルギー法により求め、実験値と比較してみる。

いま、上記のような試験において新しい破面が形成されるときに解放されるエネルギーは、プレコンクリートの場合次式で求められる。

$$U_C = \sigma_{cf}^2 / 2 E_C \dots\dots\dots (3)$$

ここで添字 c はコンクリートを、以下添字 s はSFを意味するとする。 E はヤング率、 σ_{cf} 、 σ_{sf} はコンクリート及びSFの破断応力を示す。

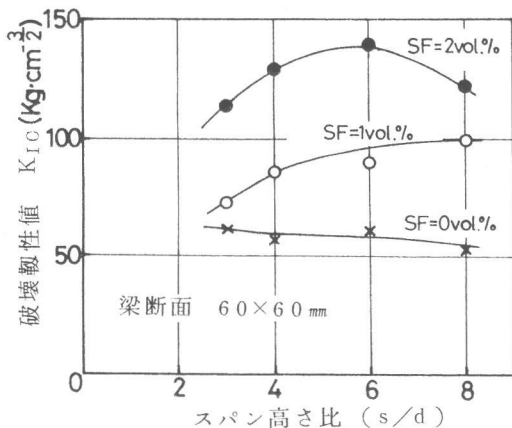


図9. スパン高さ比 s/d と K_{IC} 値との関係

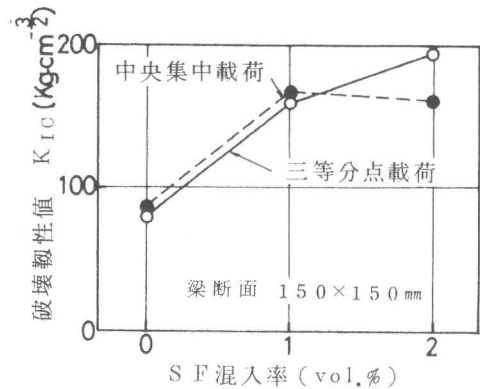


図5. 破壊靱性値 K_{IC} とSF混入率との関係

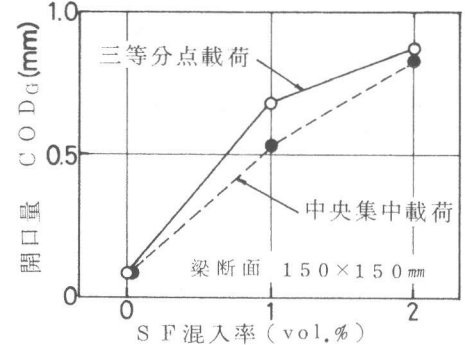


図6. き裂開口量 COD_G とSF混入率との関係

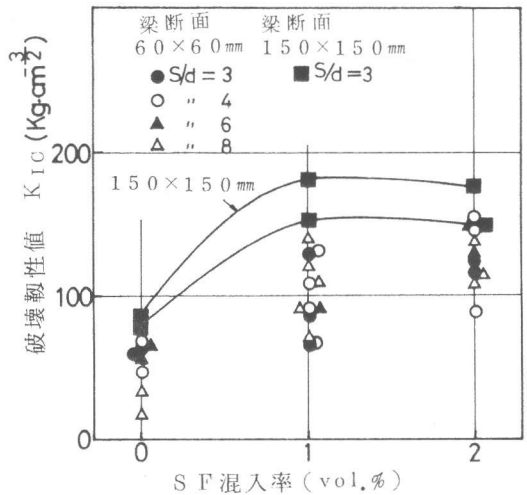


図7. 供試体の断面寸法が K_{IC} 値に及ぼす影響

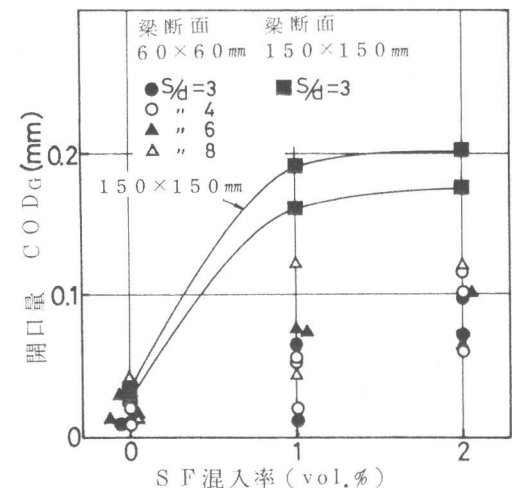


図8. 供試体の断面寸法が COD_G に及ぼす影響

S F R C の場合には、さらに S F の破断に要するエネルギーと S F が引抜けるために要するエネルギーが付加されることになる。S F の体積混入率を V_f 、引抜ける S F の割合を V_{so} とすれば、単位面積の破面形成のエネルギー U_{SFRC} は次式で与えられる。

$$U_{SFRC} = \frac{1}{2} \cdot \{ (\sigma_{cf}^2/E_c)(1-V_f) + (\overline{A_0/A}) (\sigma_{sf}^2/E_s) \cdot V_f \cdot (1-V_{so}) + (\overline{S/A}) \cdot (\tau_c^2/E_s) \cdot V_f \cdot V_{so} \} \dots (4)$$

ここに、 A_0 は S F の断面積、 A は S F が破面となす角 θ の場合の S F の破面の面積 ($A_0/\cos\theta$)、 S は引抜かれた S F の表面積、 τ_c は S F とコンクリートとの限界付着応力、記号上部の横線は平均値をそれぞれ示す。さらに、S F が θ と ℓ (S F 長さの $1/2$) に関して一様に分布しているとし、それぞれの確率密度関数を $P(\theta)$ 、 $P(\ell)$ とすれば両者は互いに独立であるから、(4)式の $(\overline{A_0/A})$ 、 $(\overline{S/A})$ は次式で求められる (R は S F の周長)。

$$(\overline{A_0/A}) = \int_0^{\pi/2} (A_0/A) \cdot P(\theta) \cdot d\theta = \frac{1}{2} \dots (5)$$

$$(\overline{S/A}) = \overline{R\ell_r} \cdot \cos\theta / A_0 = (R/2A_0) \int_{\ell_1}^{\ell} \ell_1 \cdot P(\ell) \cdot d\ell = \frac{1}{4} \cdot (\sigma_{sf}/\tau_c) \dots (6)$$

さて、破壊靱性値 K_{IC} の S F R C と普通コンクリートとの比 λ は一次近似として次式で表わされる。

$$\lambda = K_{IC}(SFRC) / K_{IC}(pc) = (U_{SFRC}/U_c)^{1/2} \dots (7)$$

(3)、(4)、(5)、(6)式を(7)式に代入して整理すると次式が得られる。

$$\lambda = \{ (1-V_f) + \frac{1}{2}(E_c/E_s)(\sigma_{sf}/\sigma_{cf})^2 \cdot V_f(1-V_{so}) + \frac{1}{4}(E_c/E_s)(\tau_c/\sigma_{cf})(\sigma_{sf}/\sigma_{cf}) \cdot V_f \cdot V_{so} \} \dots (8)$$

いま、 $E_c/E_s=10$ 、 $\sigma_{sf} \approx 6000$ ㉫、 $\sigma_{cf} \approx 35$ ㉫、 $\tau_c \approx 100$ ㉫、 $V_{so} \approx 0.6$ とすると(8)式は次のように近似される。

$$\lambda \approx \{ 1 + \frac{1}{2}(E_c/E_s) \cdot (\sigma_{sf}/\sigma_{cf})^2 \cdot (1-V_{so}) \cdot V_f \}^{1/2} \dots (9)$$

すなわち、破壊靱性値の向上率 λ は近似的に S F 混入率の $1/2$ 乗に比例していることがわかる。(8)式による計算結果と実験値を比較したのが図 10 で、理論値が実験値よりやや高くなっているが、S F 混入率 1 vol% の場合比較的良い一致を示している。S F 混入率が 2 vol% の場合、理論値と実験値との差が大きくなるのは、S F 間相互の影響が生じて本解析の仮定が成り立たなくなるためと考えられる。

5. まとめ

- (1) S F R C の靱性の評価法として、金属材料の分野で発展してきた破壊力学試験法が適用可能である。ただし、供試体の断面寸法は粗骨材最大寸法の 10 倍以上が望ましい。
- (2) S F 混入率 1 ~ 2 vol% の S F R C の破壊靱性値 K_{IC} はプレコンクリートの 2 ~ 3 倍と高い。
- (3) S F R C の K_{IC} の向上率 λ は式(9)で与えられる。

この理論値は実験値よりやや高目の値となるが、ほぼ妥当なことが確認された。

6. 参考文献

- 1) 北川, 陶山, 金: 破壊力学におけるコンクリート構造物の強度解析(第2報), 土木学会第30回年次学術講演会講演概要集, 昭和50年10月, PP. 49-50
- 2) 谷川, 橋詰: 鋼繊維補強コンクリートの圧縮変形挙動と限界応力拡大係数, 鋼繊維補強コンクリートに関するシンポジウム, 昭和52年11月, PP. 25-28
- 3) 岸谷, 前田: 鋼繊維補強コンクリートの耐き裂強度に関する研究, 同上, 昭和52年11月, PP. 29-32
- 4) 西岡, 平川, 北浦, 小山: スチールファイバーコンクリートの性能と応用(第三報), 住友金属, Vol. 29, ㉫ 1, 昭和52年1月, PP. 100-108
- 5) A S T M Standard, E399-70, 1970

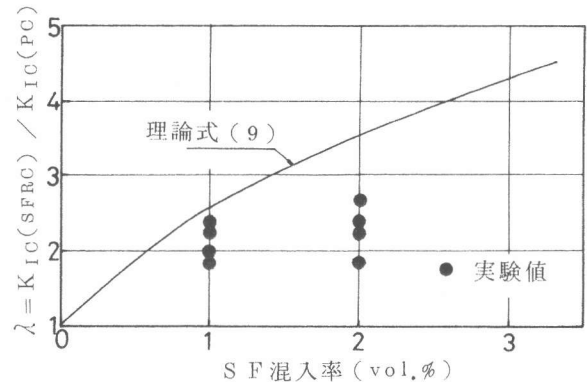


図 10. S F R C の K_{IC} 値の向上率