

圧縮破壊の局所化を考慮したコンクリートの 応力-ひずみ関係の定式化

渡辺 健¹・二羽淳一郎²・横田 弘³・岩波光保⁴

¹学生会員 工修 東京工業大学大学院 理工学研究科土木工学専攻 (〒152-8552 東京都目黒区大岡山2-12-1)

²フェロー会員 工博 東京工業大学大学院教授 理工学研究科土木工学専攻

³フェロー会員 工博 港湾空港技術研究所 構造強度研究室長 (〒239-0826 神奈川県横須賀市長瀬3-1-1)

⁴正会員 工博 港湾空港技術研究所 構造強度研究室

圧縮力を受けるコンクリートは、載荷とともに圧縮軟化する破壊域と除荷される非破壊域に区別できる。この局所化する破壊域がコンクリート構造全体の力学挙動に強く影響を及ぼす。そのため局所化を無視した応力-ひずみ関係では構造全体の挙動推定をポストピーク域まで含めて精度良く行うことができない。本研究では、コンクリート供試体の圧縮試験を行い、同一の供試体でも局所化を考慮して部位によって異なる応力-ひずみ関係を定式化することを試みた。また、これらを適切に組み合わせることで、コンクリート供試体全体の応力-平均ひずみ関係を算出した結果、コンクリートの圧縮強度および供試体の寸法や形状の違いに関係なく、ポストピーク域を含めて供試体の挙動推定が精度良く行えることを確認した。

Key Words : *localized compressive failure zone, transition zone, unloading zone, stress-strain relationship in compression*

1. はじめに

一軸圧縮力が作用したときのコンクリートの平均応力(以下、応力と称す)と平均ひずみの関係は、コンクリートの材料組成に強く依存すると考えられ、古くより多くの研究者によって検討されてきた。特にコンクリートの強度および粗骨材、あるいは載荷時の応力状態および載荷方法等による影響が指摘されており、最大応力に達した以降の圧縮軟化領域(以下、ポストピーク域と称す)も含めて関係式が提案されている^{1)~3)}。

しかしながら、圧縮力作用下のコンクリートには、局所的に破壊が生じることが指摘されている^{4)~6)}。この局所化する圧縮破壊領域(以下、破壊域と称す)がコンクリート構造全体の力学挙動に強く影響を及ぼす。そのため、圧縮力作用下のコンクリートのひずみは、測定するひずみゲージの位置および測定長に強く依存し、その結果、局所化を考慮しない単一の応力-ひずみ関係では挙動の正確な推定を行うことができない。例えば RC ディープビームなどのせん断耐力に関して寸法効果の存在が指摘されているが、これは、圧縮力を受けるコンクリートの破壊の局所化に起因するものと考えられている⁶⁾。したがって、この寸法効果をより正確に予測し、合理的な設計を可能とするためにも、コンクリートの材料組成だけ

でなく、破壊の局所化を考慮したコンクリートの応力-平均ひずみ関係を定量的に把握する必要がある。近年、圧縮破壊の局所化を考慮したコンクリートの応力-平均ひずみ関係がいくつか提案されているが^{5)~7) 8)}、必ずしも実験値を精度良く表現しているとは言いがたい。

一方、コンクリートの引張軟化挙動に関しては、コンクリートの破壊力学の発達にもなって精力的にモデル化され、実用化されている。このような背景の中で、Lertsrisakulrat らは破壊力学的立場に基づき、圧縮力作用下のコンクリートの応力-平均ひずみ関係を定式化するため、局所化する破壊域の大きさを定量的に把握することを目的として円柱あるいは角柱供試体の一軸圧縮試験を行った⁹⁾。実験に際しては、ひずみゲージを貼付したアクリル製角棒(以下、アクリルバーと称す)を供試体内部中央に設置することで、コンクリート供試体の局所的なひずみ(以下、局所ひずみと称す)を計測した。そして、局所的に吸収されるエネルギーが、供試体全体で吸収された量に対して15%以上を示す領域を破壊域とし、この長さを破壊域長さ L_p と定義した。その結果、破壊の局所化は供試体高さ H と最大幅 D の比 H/D が2以上のときに観察され、 L_p は供試体断面積 A_c のみに依存するという見解を得て、式(1)を導いた。

$$L_p/D^* = 1.36 \quad ; D^* < 100$$

$$= -3.53 \times 10^{-3} D^{*2} + 1.71 \quad ; 100 \leq D^* \leq 180 \quad (1)$$

$$= 0.57 \quad ; D^* > 180$$

ただし、

- L_p : 破壊域長さ(mm)
- D^* : 供試体断面積と等積な正方形の辺長
($=\sqrt{A_c}$, mm)
- A_c : 供試体断面積(mm²)

なお、筆者らは、より簡便な破壊域長さ L_p の測定方法として AE 法の適用を提案している¹⁰⁾。

本研究では、圧縮破壊の局所化を考慮したコンクリートの応力-平均ひずみ関係を、ポストピーク域も含めて定式化することを目的とする。したがって、検討にあたりコンクリート供試体の一軸圧縮試験を行い、アクリルバー法を用いてコンクリート供試体中の局所ひずみを測定した。得られた応力-局所ひずみ関係を用いて、既往の研究⁹⁾で設定した基準を参考に供試体を2つあるいは3つの領域に区別した。そして、区別されたそれぞれの領域、すなわち破壊域、遷移域、除荷域に対して、応力-ひずみ関係を把握することにした。コンクリート供試体の局所的な領域の応力-ひずみ関係が把握できれば、各領域の寸法を考慮して足し合わせることで、破壊の局所化の影響を考慮したコンクリートの応力-平均ひずみ関係が、供試体の寸法や形状の違いに関係なく定式化できる。

なお、検討を進める前に、本研究で使用する平均ひずみの定義を明確にする。セメント、モルタル、空隙等異種材料より構成されるコンクリートのひずみは、対象としている領域の範囲に依存して大きく異なる。したがって、本研究ではひずみの名称を、表-1に示すように平均化した対象範囲ごとに区別した。また、応力 σ としては、載荷荷重を供試体初期断面積 A_c で除すことにより得られる平均値を用いた。

2. 実験概要

本研究で行った実験の概要を示す。コンクリート供試体の材料構成および寸法が、圧縮力作用下の応力-平均ひずみ関係に及ぼす影響を把握するために、供試体は断面形状が $\phi 100$ mm ($D = 100$ mm)の円柱とし、水セメント比 W/C および供試体の高さ H と幅 D の比 H/D をパラメータとした。

(1) 供試体概要

実験に使用したコンクリート供試体を表-2に示す。実

験には各ケース2体ずつの供試体を用いた。既往の研究から⁹⁾、明確な局所破壊が再現できると考えられた H/D が4の供試体に対し、水セメント比 W/C は0.4, 0.5, 0.6, 0.7の4種類とした。使用したコンクリートの配合および材料特性を表-3および表-4(a)に示す。粗骨材最大寸法 G_{max} は13 mmおよび20 mmとした。

次に、コンクリート供試体の寸法が供試体全体の応力-平均ひずみ関係に及ぼす影響を把握するために、供試体は、上記に示した $H/D=4$ のほか、 H/D が2, 3, 6, 8の

表-1 本研究で用いたひずみ、応力の定義

名称	平均化した範囲
平均ひずみ ϵ	供試体全体, 供試体高さ H
局所ひずみ	供試体の局所部, 各 40 mm の区間
ひずみ $\epsilon_F, \epsilon_T, \epsilon_U$	区別された破壊域 L_p , 遷移域 L_T , 除荷域 L_U に対して定める。
応力	供試体初期断面積 A_c

表-2 試験ケース

形状 (mm)	H/D	G_{max} (mm)	W/C	供試体名称 ¹⁾	f'_c (MPa)	σ_{max} ²⁾ (MPa)		
$\phi 100 \times 200$	2	20	0.4	T20-0.4-2	47.3	54.1		
			0.6	A20-0.6-2	31.1	29.4		
$\phi 100 \times 300$	3	20	0.4	A20-0.4-3	46.1	48.1		
			0.6	A20-0.6-3	30.0	28.4		
$\phi 100 \times 400$	4	13	0.4	A13-0.4-4	47.3	48.4		
			0.5	A13-0.5-4	42.0	39.3		
			0.6	A13-0.6-4	32.2	29.4		
			0.7	A13-0.7-4	26.2	21.9		
			0.4	A20-0.4-4	48.4	47.5		
			0.5	A20-0.5-4	39.0	28.2		
	20	0.6	A20-0.6-4	36.7	30.3			
		0.7	A20-0.7-4	28.4	22.5			
		$\phi 100 \times 600$	6	20	0.4	T20-0.4-6	46.6	48.4
					0.6	T20-0.6-6	31.2	29.3
$\phi 100 \times 800$	8	20	0.4	T20-0.4-8	46.6	44.7		
			0.6	A20-0.6-8 T20-0.6-8	28.5 31.2	16.6 29.9		

¹⁾: A, アクリルバーを設置

: T, アクリルバーを設置していない

²⁾: 2体のうちの1体の値

表-3 コンクリートの配合

G_{max} (mm)	W/C	s/a (%)	単位量 (kg/m ³)				
			W	C	S	G	
						5~13 (mm)	13~20 (mm)
20	0.4	43	182	455	736	493	493
	0.5	45	185	370	799	494	494
	0.6	47	188	313	853	487	487
	0.7	49	191	273	903	475	475
13	0.4	47	187	468	787	897	—
	0.5	49	190	380	853	897	—
	0.6	51	193	322	909	883	—
	0.7	53	193	280	959	860	—

合計5種類とした。これらの供試体に使用したコンクリートはW/Cが0.4あるいは0.6とし、 G_{max} は20 mmとした。

セメントには早強ポルトランドセメントを用い、供試体は縦打ちとし、24時間後に脱型、6日あるいは7日間の水中養生の後、試験当日に水中から取り出し載荷を行った。なお、供試体の上面は研磨を行うことで平滑な端面を作製した。

(2) 載荷方法

一軸圧縮力が作用するコンクリートは、その破壊形態が載荷条件に強く依存する。本研究で行った載荷実験の状況を図-1に示す。供試体を試験機に設置する際には、載荷方向と打設方向を同一とし、2枚のテフロンシート(厚さ0.05 mm)の間にシリコングリスを挿入した減摩パッドを、供試体と載荷板の間に設置した。

載荷は、最大荷重に達した以降の急激な耐力低下時にも測定を行うために、最大荷重到達と同時に0kNまで除荷し、再び載荷を行う一方向繰返し圧縮載荷とし、得られた応力-ひずみ曲線の包絡線を一軸圧縮下の応力-ひずみ関係とした。これは、得られる包絡線が、単調圧縮載荷を作用させたときの応力-ひずみ関係とし、ほぼ一致するという既往の研究の見解^{3), 10)}に基づいている。載荷速度は、載荷および除荷ともに0.002 mm/sで行い、最大荷重の10%まで耐力が低下した段階を終局状態として、載荷を終了した。試験機には上部が球座である2000kN高剛性圧縮試験機を使用した。

(3) 測定項目

載荷中は変位、ひずみおよび載荷荷重を測定した。以下にその概要を示す。

供試体作製の際に、載荷軸方向に40 mm間隔にひずみゲージ(測定長: 3 mm)を貼付したアクリルバーを供試体中央に垂直に設置した(Aシリーズ)。使用したアクリルの物性値を表-4(b)に示す。測定されたひずみは、ゲージを貼付した位置から載荷軸方向に上下20 mmの範囲(ゲージ貼付間隔)で均一と仮定し、これをコンクリートの局所ひずみとした。また、供試体全体の平均ひずみ ϵ の実験値には、このようにして得られた局所ひずみの平均値を用いた。一方、アクリルバーを設置していない供試体(Tシリーズ)では、外部に設置した変位計より得られた変位を、供試体高さ H で除すことにより得られる値を、供試体全体の平均ひずみ ϵ とした。なお、同一供試体を用いてアクリルバーおよび変位計の測定値より平均ひずみを算出した結果、いずれの測定方法による値もほぼ等しくなったことから、アクリルバーとコンクリートは十分付着していたことが確認され、アクリルバーより得られる局所ひずみは、各部位ごとのコンクリートのひずみを十分表現可能であったと判断した^{8), 9)}。

表-4 使用材料特性

(a)コンクリート

名称	密度 (kg/m ³)	吸水率 (%)	粗粒率
細骨材(千葉県小櫃産)	2.59	1.94	2.51
粗骨材(東京都青梅産)	2.64	0.93	7.00
早強ポルトランドセメント	3.16	ブレン値 3550	

(b)アクリル

項目	単位	値
比重	-	1.19
引張強度	(MPa)	76
引張弾性率	(MPa)	3200
圧縮強度	(MPa)	120
熱膨張率	(1/°C)	7×10 ⁻⁶

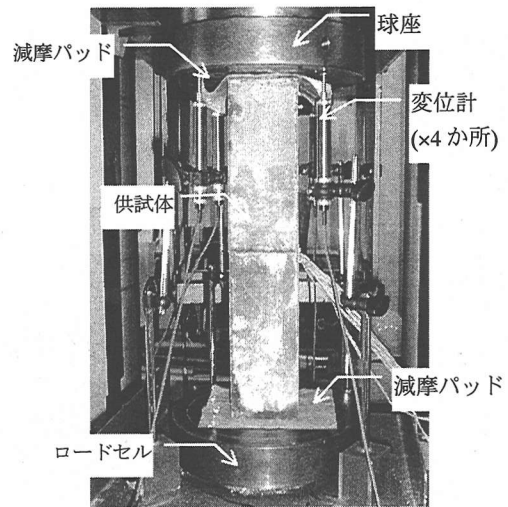


図-1 載荷状況

なお、図-1に示すとおり上部載荷板が球座である試験機を使用したため、破壊が顕著となる高ひずみ域において、同一断面内で破壊の偏りが生じる可能性が考えられた。したがって、載荷中、周囲4ヶ所に設置した変位計の値および目視観察により注視し、偏心破壊が激しい供試体に関しては、再実験を行った。しかし、通常は、(1)本研究で用いた供試体断面形状が直径100mm程度であったため、破壊の偏りによる影響が小さいと考えられたこと、および(2)破壊の偏りは、ポストピーク域において最大荷重の30%まで耐力が低下した載荷の終了に近い時期で主に観察されたこと等の理由により、応力-ひずみ曲線の実験値にはほとんど影響しないものと判断した。したがって、本研究では破壊の局所化は載荷軸方向のみに

生じると仮定し、同一断面内では生じないと仮定することにした。

また、各供試体と同条件下で作製したφ100×200mm供試体を用いた標準圧縮強度試験を行うことで、コンクリートの圧縮強度 f'_c を測定した。圧縮強度は各ケース3体の平均値とした。

3. 実験結果

標準圧縮強度試験より得られたコンクリートの圧縮強度 f'_c は26.2~48.4MPaの範囲であった(表-2)。全ての供試体で、最大応力に達する前(以下、プレピーク域と称す)より徐々に局所的に破壊が生じた¹⁰⁾。最終的に上下方向の割裂ひび割れが卓越した後、終局に至った。コンクリートが局所的に破壊する原因として、コンクリートの材料不均一性が考えられるが、このことに関しては今後の検討を要する。

また、局所化する破壊域の位置が、それぞれ供試体上部あるいは下部と異なったが、破壊位置の相違が以下に示す実験結果(供試体強度 σ_{max} あるいは応力-ひずみ関係)へ及ぼす影響はほとんど見られなかった。破壊位置が異なることで、実験操作中の誤差が要因である可能性も考えられたが、本研究の結論に及ぼす影響は結果的にわずかであった。

(1) 供試体強度 σ_{max}

コンクリートの標準圧縮試験を行う際、供試体には端部と載荷板間の摩擦による拘束効果が作用することで、見かけ上供試体強度が増加する。しかし、供試体のH/Dの増加に伴い、供試体高さ中央部では拘束効果がほとんど無視でき、ほぼ一軸圧縮状態で破壊すると考えられる。そこで、確認のために断面形状φ100mm、H/D=2, 4, 8であ

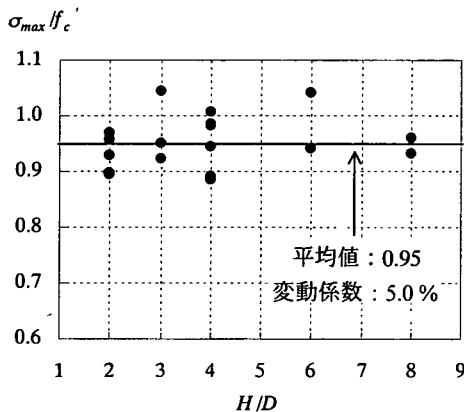


図-2 圧縮強度 f'_c に対する供試体強度 σ_{max} の比

る円柱供試体を用いて標準圧縮試験を行ったところ、H/D=4, 8の供試体強度はほぼ同一であり、H/D=2の供試体より得られた圧縮強度 f'_c の96%程度に低下した。この値は既往の研究³⁾と比較してもほぼ同様の値であった。実験の結果、図-2に示すように、各供試体から得られた供試体強度 σ_{max} は、標準圧縮試験より得られた圧縮強度 f'_c の約95%程度に低下した(変動係数:5.0%)。したがって、本研究では、減摩パッドを用いることにより、供試体端部と載荷板間の摩擦による拘束効果が十分低減され、ほぼ一軸状態での載荷が再現できたと考えられる。なお、圧縮強度 f'_c 、H/Dおよび粗骨材最大寸法 G_{max} の違いによる、強度低下の割合の差異はほとんど見られなかった。以上より、コンクリートの圧縮強度 f'_c と供試体強度 σ_{max} の関係式を次式で表すこととする。

$$\sigma_{max} = 0.95 \times f'_c \quad (2)$$

(2) 応力-平均ひずみ関係

実験の結果、これまで指摘されていたとおり、コンクリートの圧縮強度 f'_c および供試体のH/Dの相違による応力-平均ひずみ関係の違いが明確に現れた。図-3にH/D=4でコンクリートの圧縮強度が異なる供試体の応力-平均ひずみ関係を示す。コンクリートの圧縮強度の増加に伴い、最大応力に達した時(以下、これをピークと称す)のひずみは増大し、ポストピーク域では、下り勾配も大きくなり破壊が脆性的になった。

また、図-4に、 $f'_c=30$ MPaでH/Dが異なる供試体の、応力およびひずみをそれぞれ供試体強度 σ_{max} およびピーク時の平均ひずみ ϵ_{peak} で除した、相対応力-相対ひずみ関係を示し、図-5に、供試体の破壊形態を示す。H/Dが増加すると、ポストピーク域における応力-平均ひずみ関係は脆性的になった。特に、H/D=8ではスナップバック挙動が観察された。また、目視による破壊形態の観察

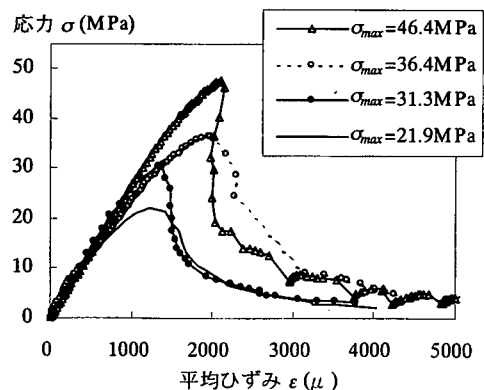


図-3 σ_{max} が異なる場合の応力-平均ひずみ関係 (H/D=4)

においても、破壊の局所化が明確に現れていることが分かる。

(3) 応力-ひずみ関係による領域の区別

図-6(b)に供試体A13-0.7-4の内部に設置したアクリルバーより得られた、応力-局所ひずみ関係を示し、図-6(c)にそれぞれの応力-局所ひずみ曲線下の面積を用いて算出された局所吸収エネルギー⁹⁾の分布を示す。実験の結果、 $H/D=4$ である供試体の応力-局所ひずみ関係は、(1)プレピーク域より応力-局所ひずみ関係が非線形性を示す破壊域、および(2)プレピーク域ではひずみはほぼ応力に比例して増加するが、ポストピーク域では、ひずみが一旦減少した後、破壊域から数本のひび割れが進展してくることにより、増加に転ずる領域(以下、遷移域と称す)に主に区別された(図-6(b))。また、目視観察の結果、 H/D が4以下である供試体においては、破壊域より、ひび割れがほぼ供試体全体にわたり進展した。以上より、本研究では、 H/D が4以下である供試体に対して、Lertsrisakulratらの知見⁹⁾を参考に、局所的に吸収されるエネルギーが供試体全体で吸収された量に対して15%以上を示す領域を破壊域とし、その他の領域を遷移域として、

定量的に2つに区別した(図-6(c))。

一方、 $H/D=6, 8$ の供試体では、実験終了までひび割れがほとんど見られない領域が存在した(図-5(e)(f))。また、 $H/D=8$ の供試体内部に設置したアクリルバーより測定された局所ひずみには、破壊域および遷移域のほかに、ピーク以降完全に除荷される領域(以下、除荷域と称す)も存在していた(図-7(c))。これらの供試体の破壊域および遷移域の大きさが $H/D=4$ の供試体とほぼ差異がなかったことから、 H/D が4より大きい供試体では、破壊域および遷移域の大きさは H/D に依存せず $H/D=4$ と同一であり、 H/D の増加に伴い単純に除荷域が増加するものと考えた。

したがって、本研究で用いたコンクリート供試体では、以下に示す大きさを持つ2つあるいは3つの領域に区別されるものとした(図-5)。ただし、 $D=100\text{ mm}$ である。

- (a) 破壊域長さ : L_p
- (b) 遷移域長さ : $L_T = H - L_p$; $H/D \leq 4$
 $= 4D - L_p$; $H/D > 4$
- (c) 除荷域長さ : $L_U = 0$; $H/D \leq 4$
 $= H - 4D$; $H/D > 4$

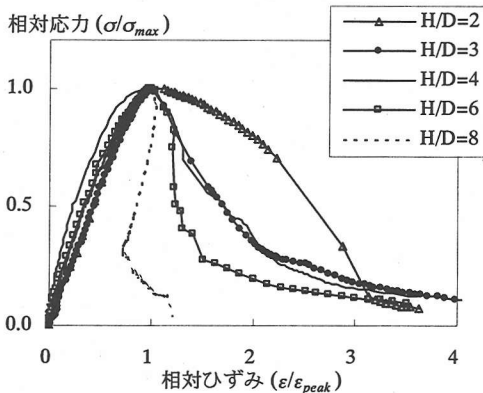


図-4 H/D が異なる場合の応力-平均ひずみ関係 ($W/C=0.6$; $f_c=30\text{MPa}$)

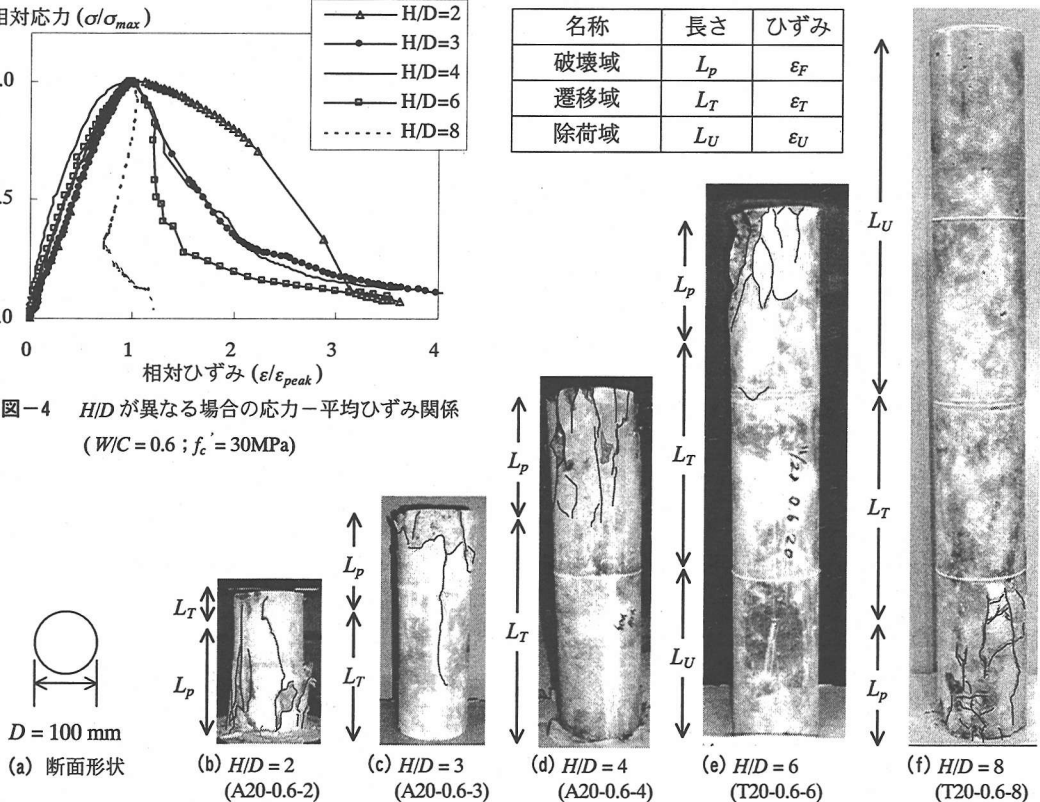


図-5 H/D が異なる供試体の破壊形態 (写真中の黒の実線は明確に観察されたひび割れを示している)

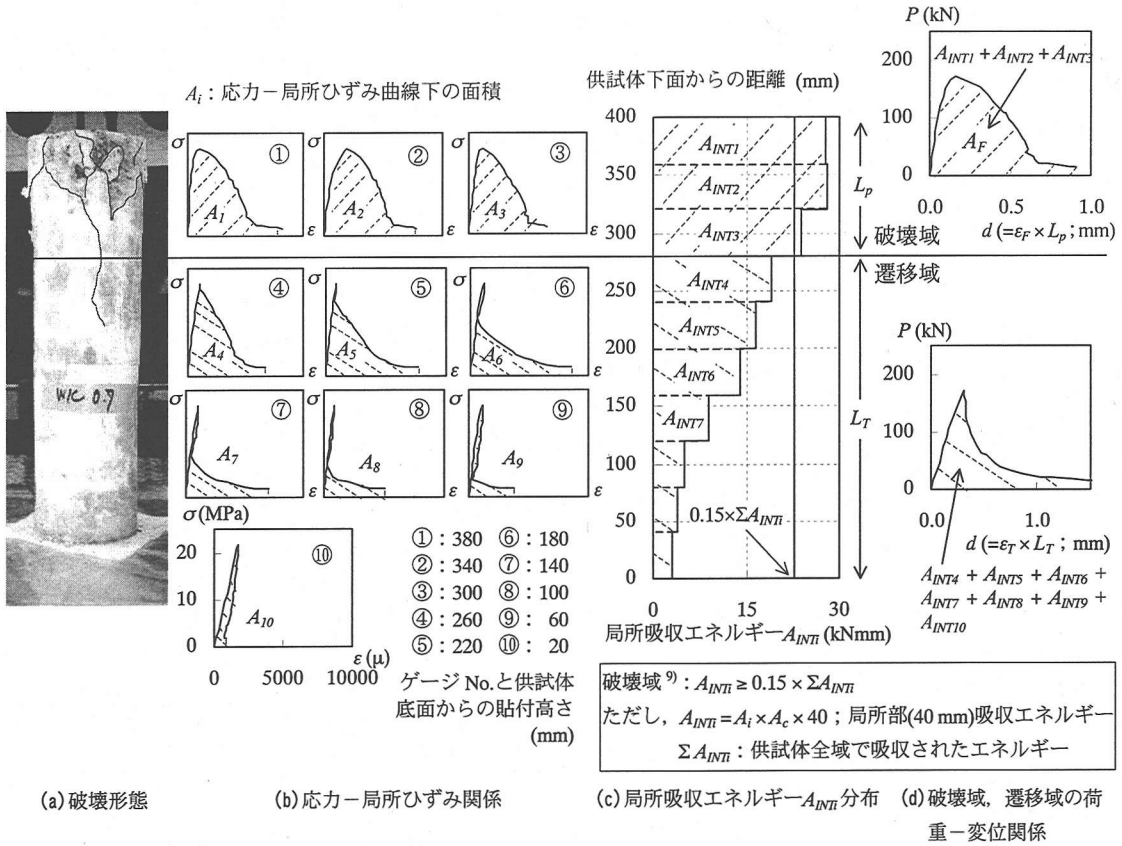


図-6 破壊域および遷移域の区別 (A13-0.7-4; $H/D=4$, $\phi=100\text{mm}$, $H=400\text{mm}$)

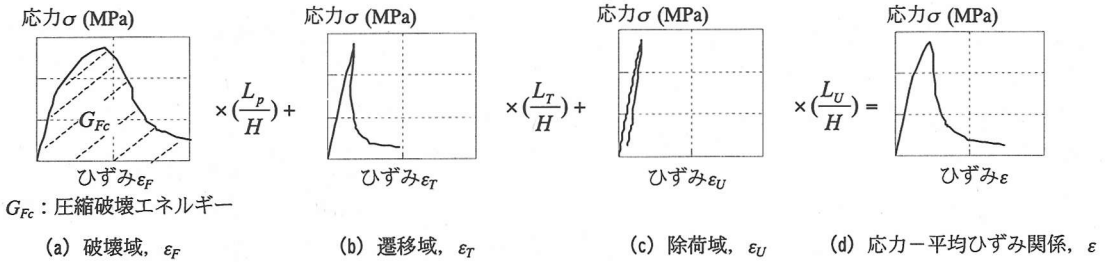


図-7 応力-ひずみ関係による領域の区別 (ただし, $L_p+L_T+L_U=H$)

なお, 破壊域長さ L_p が供試体幅 D に依存して変化するという既往の研究⁹⁾の結論より, 各域の長さはやはり D の関数であると推測される。しかしながら, 本研究では直径100mmの供試体を対象としており, 直径100mm以上の供試体における妥当性に関しては, 今後の検討を要する。

実験の結果, 各ケースの L_p の2体の平均値は120 mm, 140 mmあるいは160 mmであった(表-5)。この L_p は供試体断面積 A_c に依存するが, 破壊位置および供試体高さ H , あるいはコンクリートの圧縮強度 f_c および粗骨材最大寸法 G_{max} に依存せず一定であるという見解が, 既往の研究

で得られている⁹⁾。

アクリルバーを用いて得られた, $\phi 100 \times 400$ mm ($H/D=4$, $W/C=0.4 \sim 0.7$, $G_{max}=13, 20$ mm)のコンクリート供試体の応力-局所ひずみ関係を参考にして, 破壊域および遷移域の応力-ひずみ関係の実験値を得た。供試体全体の応力-平均ひずみ関係は, これらを領域の寸法を考慮して足し合わせるにより示される(図-7)。以下, 破壊域および遷移域における応力-ひずみ関係を, 定式化することを目的として検討を行う。

4. 破壊域における応力-ひずみ関係

破壊域で示される応力-ひずみ関係の定式化について検討を行う。表-5に、実験より得られた破壊域における各パラメータを示す。値は2体ずつの平均値を示すが、一部のケースでは1体のみの結果を表示している。

(1) Popovics式¹⁾

標準圧縮試験で得られるコンクリートの応力-平均ひずみ関係は、これまで多くの研究者によって検討され、精度に関して様々な見解が得られている。特にPopovicsによって提案された関係式は、比較的精度良くコンクリートの応力-平均ひずみ関係を表示できるとされている。本研究では、このPopovicsの提案式を参考にすることで破壊域における応力-ひずみ関係を表示することを試みた。ただし、この式は標準圧縮試験体の平均ひずみを対象としており、適用範囲が明らかに異なるため、Popovicsが設定した実験定数をそのまま用いて破壊域の応力-ひずみ関係を表示することは適切でない。そこで、本研究では式の形状を調整するために、パラメータとして n_F お

よび ε_{F0} を新たに設定した。

$$\frac{\sigma}{\sigma_{max}} = \frac{n_F \times \left(\frac{\varepsilon_F}{\varepsilon_{F0}}\right)}{n_F - 1 + \left(\frac{\varepsilon_F}{\varepsilon_{F0}}\right)^{n_F}} \quad (3)$$

ただし、

- σ : 応力(MPa)
- σ_{max} : 供試体強度(MPa)
- ε_{F0} : 破壊域におけるピーク時のひずみ
- ε_F : 破壊域のひずみ
- n_F : 実験定数

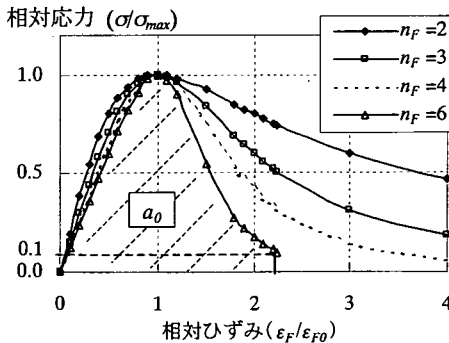
図-8(a)に n_F を変化させ、式(3)を用いて算出した、相対応力-相対ひずみ関係を示す。ただし、同図は破壊域のピーク時の応力 σ_{max} およびひずみ ε_{F0} で無次元化したものである。ピークに達した以降、相対応力が0.1に達するまでの、相対応力-相対ひずみ曲線下の面積を a_0 とし、図-8(b)に算出された a_0 と n_F の関係を示す。その結果、

表-5 破壊域および遷移域の力学特性値 (実験値)

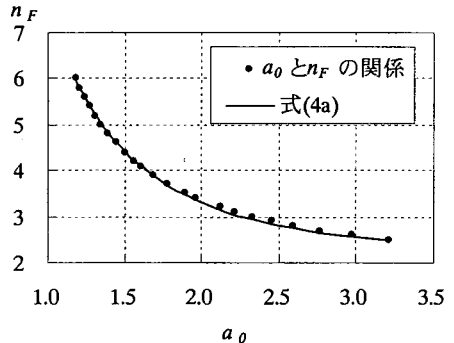
名称	破壊域					遷移域					
	σ_{max} (MPa)	L_p (mm)	ε_{F0} (μ)	A_F (kNmm)	G_{Fc} (N/mm ²)	L_T (mm)	ε_{T0} (μ)	σ_{T1}/σ_{max}	$\varepsilon_{T1}/\varepsilon_{T0}$	a	b
A13-0.4-4*	48.7	120	2299	140.9	0.150	280	1577	0.33	0.60	-	-
A20-0.4-4*	47.5	120	2233	177.6	0.189	280	1853	0.34	0.55	-	-
A13-0.5-4	39.3	120	2601	150.7	0.160	280	1636	0.30	0.82	0.169	-2.58
A20-0.5-4	28.2	140	1816	131.6	0.117	260	848	0.42	0.64	0.281	-1.88
A13-0.6-4	29.4	140	2076	99.0	0.090	260	1442	0.43	0.92	0.336	-1.87
A20-0.6-4	30.3	120	1522	76.6	0.082	280	1388	0.30	0.72	0.205	-1.84
A13-0.7-4	21.9	140	1328	79.3	0.074	260	1165	0.45	0.79	0.311	-1.27
A20-0.7-4	22.5	160	1335	99.3	0.079	240	1184	0.46	0.82	0.371	-1.56

- : 測定不能

* : 1体のみの結果



(a) 式(3)と n_F の関係



(b) a_0 と n_F の関係および式(4)

図-8 式(3)における実験定数 n_F の力学的意味

a_0 の増加に伴う n_F の減少が確認され、両者の関係はほぼ式(4)を用いて近似することができた。

$$n_F = 6.21 \times a_0^{-1.8} + 0.185 \times a_0 + 1.15 \quad (4)$$

ただし、

a_0 : 破壊域の相対応力-相対ひずみ曲線下の面積

$$\left(= \frac{G_{Fc}}{\sigma_{max} \times \epsilon_{F0}} \right)$$

G_{Fc} : 圧縮破壊エネルギー ($= \frac{A_F}{L_p \times A_c}$, N/mm²)

A_F : 破壊域で消費されたエネルギー(Nmm)

式(4)の a_0 の力学的意義に関して検討を行う。ここで、式(3)を用いて表示される曲線下の面積に等しくなる(図-8(a))。適用の対象としている破壊域の荷重-変位曲線下の面積を A_F とすると、この A_F は破壊域で消費されたひずみエネルギーである(図-6(d))。 A_F を破壊域体積($=A_c \times L_p$)で除すことにより、破壊域で消費された単位体積あたりのエネルギーが算出される。本研究では、これを圧縮破壊エネルギー G_{Fc} と定義した。なお、この値は破壊域における応力-ひずみ曲線下の面積に等しくなる(図-7(a))。

(2) 圧縮破壊エネルギー G_{Fc}

コンクリートの破壊力学の分野では、最近では引張力が作用したときの破壊エネルギー G_F の定義と同様の観点から、圧縮時の破壊エネルギーを設定しようという検討がなされているが^{8), 9)}、まだ、一般的な見解を得るには至っていない。そこで本研究で、新たに圧縮破壊エネルギー G_{Fc} の定式化を試みた。

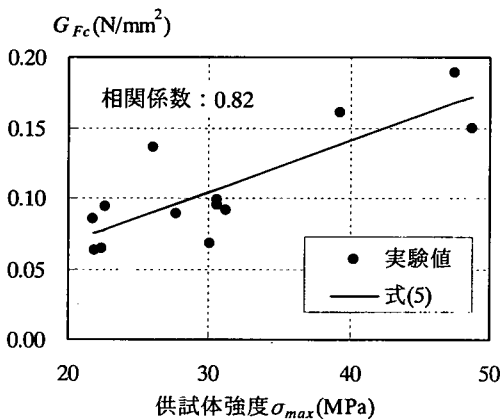


図-9 圧縮破壊エネルギー G_{Fc}

G_{Fc} の実験値は、アクリルバーを用いて測定された破壊域における荷重-変位曲線下の面積、すなわち破壊域で吸収されたエネルギーのみを用いて算出した。したがってこの G_{Fc} は、供試体全体で吸収されたエネルギーが全て破壊域でのみ消費されると仮定した、これまでの考え方とは^{8), 9)}と異なる。

実験より得られた供試体強度 σ_{max} と G_{Fc} の関係を図-9に示す。この結果、 G_{Fc} は σ_{max} に比例して増加する傾向が示され、本研究ではこの関係を式(5)を用いて近似することにした。

$$G_{Fc} = \frac{A_F}{L_p \times A_c} = 3.6 \times 10^{-3} \times \sigma_{max} - 3.6 \times 10^{-3} \quad (5)$$

ただし、

σ_{max} : 供試体強度(MPa)

A_F : 破壊域で消費されたエネルギー(Nmm)

L_p : 破壊域長さ(mm)

A_c : 供試体断面積(mm²)

(3) 破壊域におけるピーク時のひずみ ϵ_{F0}

ここでは、破壊域におけるピーク時のひずみ ϵ_{F0} に関して考察および定量化を行う。

$\phi 100 \times 200$ mmのコンクリート供試体を用いた、標準圧縮強度試験時の応力-平均ひずみ関係におけるピーク時のひずみは、これまで多くの研究者によって提案がなされ、一般にコンクリートの圧縮強度 f_c' の0.25~1乗に比例して増加することが示されている³⁾。しかし、いずれも載荷条件が異なること、あるいは標準圧縮供試体の破壊形態が本研究で設定した破壊域以外の領域を含んでいることなどから、既往の提案式を用いたのでは、厳密に

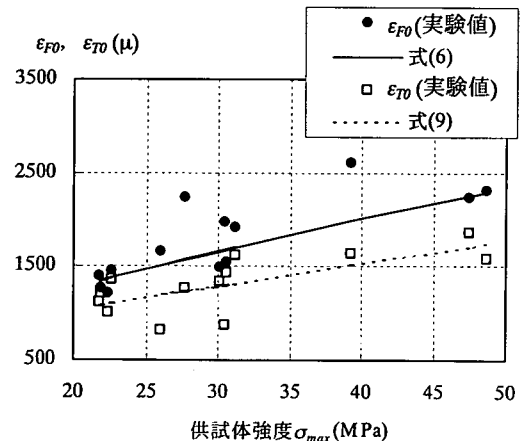


図-10 破壊域および遷移域のピーク時のひずみ

は ϵ_{F0} は評価できず、新たに設定する必要がある。

図-10に実験より測定された ϵ_{F0} を示す。この結果、本研究の範囲内では、粗骨材最大寸法 G_{max} の違いが ϵ_{F0} に及ぼす影響はそれほど顕著に見られず、 σ_{max} の2/3乗にほぼ比例して増加する傾向が得られた。コンクリートの圧縮強度が増加することで、モルタル部の力学特性が骨材の特性に近くなり、供試体全体がより均一になるため、微細ひび割れが生じにくくなっていくと考えられる。また、実験値に若干のばらつきが見られるのは、実験の都合上、水中から取り出した後、載荷までの期間が異なったため生じた、載荷時の供試体含水状態の相違等が影響しているものと思われる²⁾。破壊域におけるピーク時のひずみ ϵ_{F0} と σ_{max} の関係を、式(6)で近似することにした。

$$\epsilon_{F0} = (1.72 \times 10^2 \times \sigma_{max}^{2/3}) \times 10^{-6} \quad (6)$$

(4) 実験定数 n_F の定量化

以上、本研究の範囲では、破壊域における力学的パラメータには粗骨材最大寸法 G_{max} の影響はほとんど見られず、供試体強度 σ_{max} のみに依存することが分かった。したがって、 σ_{max} がわかれば、実験定数 n_F を算出するための ϵ_{F0} および G_{Fc} が式(5)、(6)を用いて予測可能となる。

しかし、このままでは用いる式が多く計算が煩雑であるため、本研究では式(4)~(6)を用いて予測される n_F をより容易に表示可能とすることを試みた。図-11に、式(4)~(6)を用いて算出された実験定数 n_F と、供試体強度 σ_{max} の関係を点でプロットする。この図より、 σ_{max} の増加に伴い増加する n_F が確認された。したがって、本研究では式(4)~(6)を用いて算出される n_F を、簡単のために σ_{max} のみを用いて式(7)で近似することにした。

$$n_F = 3.00 \times 10^{-4} \times \sigma_{max}^2 + 3.47 \times 10^{-2} \times \sigma_{max} + 1.86 \quad (7)$$

したがって、コンクリートの圧縮強度 f_c あるいは供試体強度 σ_{max} がわかれば、式(3)を用いて破壊域における応力-ひずみ関係が表示可能となる。図-12に、式(3)および式(7)を用いて計算された応力-ひずみ関係と、 $H/D=4$ の供試体の破壊域において実験より測定された応力-ひずみ関係を示す。コンクリートの圧縮強度が異なるが、いずれのケースにおいても、本研究で示された提案式が実験値を精度良く再現していることがわかる。

5. 遷移域における応力-ひずみ関係

(1) はじめに

続いて、遷移域の応力-ひずみ関係を定式化する。図-13に、実験より得られた結果をモデル化した遷移域の応力-ひずみ曲線の形状を示す。すなわち本研究では、プレピーク域を直線に近い曲線で近似し、ピーク(σ_{max} , ϵ_{T0})に達した後、応力に比例してひずみも減少する区間を

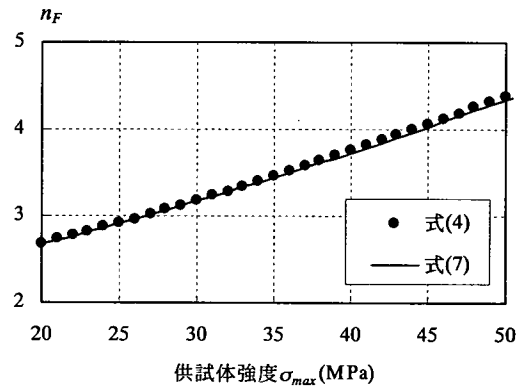


図-11 算出された実験定数 n_F と σ_{max} の関係

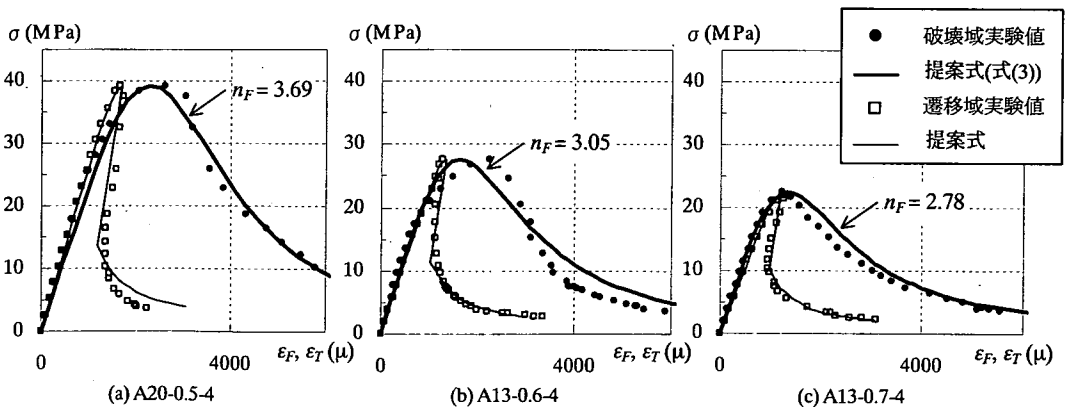


図-12 破壊域および遷移域における応力-ひずみ関係

直線で近似する。その後の変曲点(σ_{T1} , ϵ_{T1})以降の軟化挙動は、下に凸な曲線を用いて表現する。表-5に、 $H/D=4$ の供試体の遷移域における各パラメータに関して、実験より得られた結果を示す。

(2) プレピーク域

図-14に、実験より得られた供試体強度の異なる2つの供試体の遷移域における応力-ひずみ関係を示す。ただし、同図ではピーク時の応力 σ_{max} およびひずみ ϵ_{T0} で無次元化してある。実験の結果、どちらの供試体もプレピーク域における遷移域の応力-ひずみ関係は、ピーク付近で若干非線形性を示すものの、ほぼ直線に近く、同一な形状を示した。そこで試みに、Popovicsが提案した式(3)を用いて実験定数 $n_f=8$ とすることで近似したところ、ピーク付近の非線形挙動も含めて、供試体強度に依存せず精度良く近似できることが示された。そこで、プレピーク域での遷移域の応力-ひずみ関係を式(8)を用いて表現することにした。

$$\frac{\sigma}{\sigma_{max}} = \frac{8 \times \left(\frac{\epsilon_T}{\epsilon_{T0}}\right)}{7 + \left(\frac{\epsilon_T}{\epsilon_{T0}}\right)^8} \quad (8)$$

ただし、

ϵ_T : 遷移域のひずみ
 ϵ_{T0} : 遷移域におけるピーク時のひずみ

(3) 遷移域におけるピーク時のひずみ ϵ_{T0}

図-10に、遷移域におけるピーク時のひずみ ϵ_{T0} の実験値を示す。破壊域におけるピーク時のひずみ ϵ_{F0} と同様に、供試体強度 σ_{max} の増加に伴い ϵ_{T0} も大きく増加するが、両者の大きさは明らかに異なっている。これは破壊の局所化がプレピーク域より見られ、破壊域でひずみが増加しているためである¹⁰⁾。ここでは ϵ_{T0} の実験値を、最小二乗法を用いて直線式で近似した式(9)。

$$\epsilon_{T0} = (2.4 \times 10^4 \times \sigma_{max} + 5.77 \times 10^2) \times 10^{-6} \quad (9)$$

(4) 変曲点における応力およびひずみ(σ_{T1} , ϵ_{T1})

次に、ポストピーク域の変曲点に関して検討を行う。図-14より、遷移域の応力-ひずみ関係は、ポストピーク域では σ_{max} の相違に拘わらず、どちらの供試体もほぼ同様の経路で除荷した後、ひずみが増加に転じるが、この変曲点の応力 σ_{T1} は、 σ_{max} の増加とともに明らかに低下していることが分かる。これは、高強度になるにつれてピークまでに蓄えられるエネルギーが大きくなり、その結果、ピーク以降、破壊域で破壊が脆的に進行してい

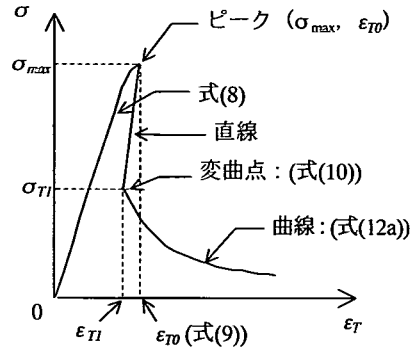


図-13 応力-ひずみ関係のモデル化(遷移域)

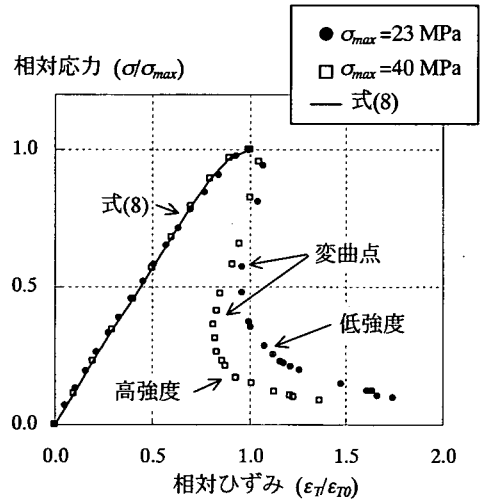


図-14 式(8)および σ_{max} の変化に伴う遷移域の応力-ひずみ関係の変化

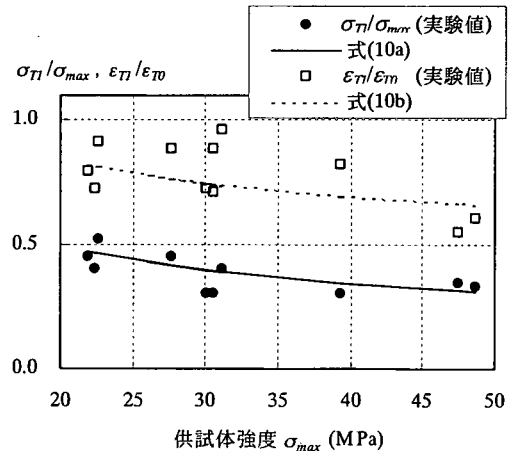


図-15 σ_{max} の変化に伴う σ_{T1} および ϵ_{T1}

くため、遷移域へのひび割れ進展時期が遅くなるものと考えられる。

実験結果より、遷移域におけるピーク時の $(\sigma_{max}, \epsilon_{T0})$ で無次元化した変曲点 $(\sigma_{T1}, \epsilon_{T1})$ を抽出した。結果を図-15に示す。これより、変曲点の応力 σ_{T1} の低下は、最大応力 σ_{max} の0.7乗に反比例する曲線により、比較的精度良く実験値を近似できた。一方、ピーク以降、変曲点までの除荷曲線は、 σ_{max} によらずほぼ同一であったことから、変曲点のひずみ ϵ_{T1} と応力 σ_{T1} は相関があると考えた。

以上の検討から、変曲点 $(\sigma_{T1}, \epsilon_{T1})$ を、式(10)で表現することにした。

$$\sigma_{T1} / \sigma_{max} = 3.2 \times \sigma_{max}^{-0.7} + 0.1 \quad (10a)$$

$$\epsilon_{T1} / \epsilon_{T0} = (\sigma_{T1} / \sigma_{max}) + 0.35 \quad (10b)$$

なお、図-15に式(10)による算出値を実線および点線で示す。 ϵ_{T1} の実験値がばらついているものの、 σ_{max} に伴う変化の傾向が十分に表現できている。

(5) 変曲点以降の軟化曲線

次に変曲点以降の軟化曲線の定式化を検討する。 $H/D=4$ の供試体を用いて実験より得られた、それぞれの供試体の遷移域における変曲点以降の下に凸な応力-ひずみ曲線を、式(11)を用いて近似することにした。これは破壊域を近似する際に用いた、Popovicsの提案式(3)の形式を参考にしたものである。

$$\sigma / \sigma_{max} = a \times (\epsilon_T / \epsilon_{T0})^b \quad (11)$$

ただし、

a, b : 実験定数

本研究で得られた実験値を精度良く表現可能な実験定数 a, b を求めることにした。破壊が脆性的になり測定不能であった $W/C=0.4$ のケースを除くと、試算の結果、実験定数 b を変化させることで、曲線の形状はわずかに変化するが、本実験の範囲内ではあまり大きく変化せずほぼ一定で、その平均値は-1.9となった。したがって、簡単のために供試体によらず $b=-1.9$ とした。

一方、実験定数 a を変化させた軟化曲線は図-16のように変化する。(4)で述べたように変曲点の応力 σ_{T1} と最大応力 σ_{max} には、相関があることを考慮すると、実験定数 a と供試体強度 σ_{max} にも同様に相関があると考えられる。実際に、両者の関係を図-17に示す。そして、実験より得られた a を σ_{max} の増加に伴い減少する曲線で近似することで定式化した(式(12b))。さらに変曲点を通るよう式を工夫した結果、変曲点以降の軟化挙動を近似する式として式(12a)が得られた。

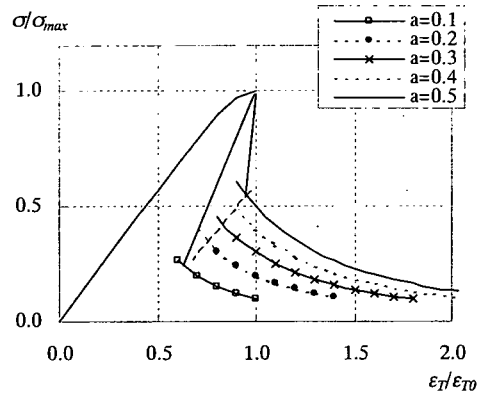


図-16 式(11)において実験定数 a が軟化曲線に及ぼす影響(ただし、 $b=-1.9$)

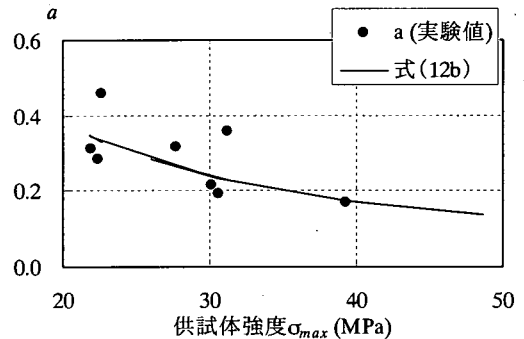


図-17 実験定数 a と σ_{max} の関係

$$\begin{aligned} \sigma / \sigma_{max} &= a \times (\epsilon_T / \epsilon_{T0})^b + c \\ &= (1.2 \times 10^1 \times \sigma_{max}^{-1.15}) \times (\epsilon_T / \epsilon_{T0})^{-1.9} + 5.0 \times 10^{-2} \quad (12a) \end{aligned}$$

ただし、

$$a = 1.2 \times 10^1 \times \sigma_{max}^{-1.15} \quad (12b)$$

$$b = -1.9 \quad (12c)$$

$$c = 5.0 \times 10^{-2} \quad (12d)$$

(6) 遷移域における応力-ひずみ関係との比較

図-12に、遷移域に対して計算される応力-ひずみ関係と、実験より得られた応力-ひずみ関係を示す。その結果、コンクリートの圧縮強度 f_c に依存せず、実験値を精度良く再現できることが示された。

6. 除荷域における応力-ひずみ関係

続いて、除荷域における応力-ひずみ関係について検討する。除荷域は H/D が4以下の供試体では、ほとんど検出されないが、 H/D が4より大きい供試体では、この

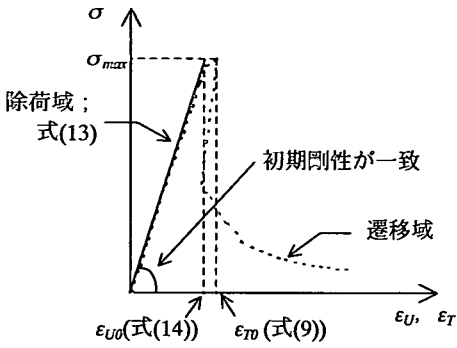


図-18 応力-ひずみ関係のモデル化(除荷域)

除荷域の割合が大きくなり無視できない。なお、 $H/D=8$ の供試体を用いて得られたアクリルバーの結果から、除荷域において、わずかに塑性ひずみが観察されたが、エネルギー吸収はほとんど算出されなかった。ただし、アクリルバーを設置した $H/D=8$ の供試体は、一軸圧縮試験が困難であったため、除荷域の応力-ひずみ関係を定式化するために必要な、十分な数の実験結果が得られなかった。そこで、本研究では、簡単のため、除荷域の応力-ひずみ関係を直線で近似できると仮定した。プレピーク域では除荷域の力学特性は遷移域と同一であると考え、除荷域および遷移域の応力-ひずみ関係の初期剛性が等しくなるような直線で表示されたとした。また、ポストピーク域では同一の経路で除荷されるものとした。したがって、図-18に示すように、除荷域の応力-ひずみ関係は、式(8)で表示される曲線の初期剛性と一致させることとし、式(13)で示されるものとした。

$$\frac{\sigma}{\sigma_{max}} = 1.15 \times \left(\frac{\epsilon_U}{\epsilon_{T0}} \right) \quad (13)$$

ただし、

ϵ_U : 除荷域のひずみ

ϵ_{T0} : 遷移域におけるピーク時のひずみ

また、除荷域におけるピーク時のひずみ ϵ_{U0} は、式(13)より ϵ_{T0} を用いて式(14)で表される。

$$\begin{aligned} \epsilon_{U0} &= 0.87 \times \epsilon_{T0} \\ &= (2.1 \times 10^1 \times \sigma_{max} + 5.02 \times 10^2) \times 10^{-6} \quad (14) \end{aligned}$$

ただし、

ϵ_{U0} : 除荷域におけるピーク時のひずみ

本研究で定式化された式(13)の妥当性は、7章において、除荷域を含む $H/D=6$ および 8 である供試体の応力-平均ひずみ関係と比較することで検討することとした。

7. 圧縮強度および破壊の局所化を考慮した応力-平均ひずみ関係

最後に、供試体全体の応力-平均ひずみ関係の定式化を行う。 $H/D=4$ の供試体の実験結果を参考にして定式化された破壊域および遷移域、そして仮定した除荷域のひずみを、図-7に示すように、設定した各領域の寸法割合に基づき加算することによって供試体全体の平均ひずみが得られる式(15)。

$$\epsilon = \epsilon_F \times \frac{L_p}{H} + \epsilon_T \times \frac{L_T}{H} + \epsilon_U \times \frac{L_U}{H} \quad (15)$$

ただし、

ϵ : 平均ひずみ

ϵ_F : 破壊域のひずみ

ϵ_T : 遷移域のひずみ

ϵ_U : 除荷域のひずみ

L_p : 破壊域長さ(mm)

L_T : 遷移域長さ ($=H-L_p$; $H/D \leq 4$)
($=4D-L_p$; $H/D > 4$)

L_U : 除荷域長さ ($=0$; $H/D \leq 4$)
($=H-4D$; $H/D > 4$)

D : 供試体断面最大幅(mm)

H : 供試体高さ(mm)

また、応力-平均ひずみ関係のピーク時のひずみ ϵ_{peak} は、式(15)中の ϵ_F , ϵ_T , ϵ_U に、それぞれ式(6), (9), (14)を用いて算出可能な ϵ_{F0} , ϵ_{T0} , ϵ_{U0} を代入することで得られる。

図-19に H/D が 2, 3, 4, 6, 8 である供試体の、実験より求めた応力-平均ひずみ関係と、式(15)を用いて算出される平均ひずみを用いた応力-平均ひずみ関係を示す。なお、算出にあたっては σ_{max} のみ実験値を用いた。また、破壊域長さ L_p は平均値である 120mm としたが、約 20mm 程度の誤差を含んでいると考えられる。

図-19から明らかなように、ピーク時のひずみおよびポストピーク域を含めた非線形挙動に関して、式(15)が精度良く実際の挙動を予測していることが示された。若干実験値と式(15)による計算値に差異が見られるケースもあったが、これは特に L_p を評価する際の誤差による影響が現れたものと考えられる。また、除荷域が含まれる $H/D=6$ および 8 の供試体の応力-平均ひずみ関係においても、実験値と予測値に大きな差異が見られなかった。したが

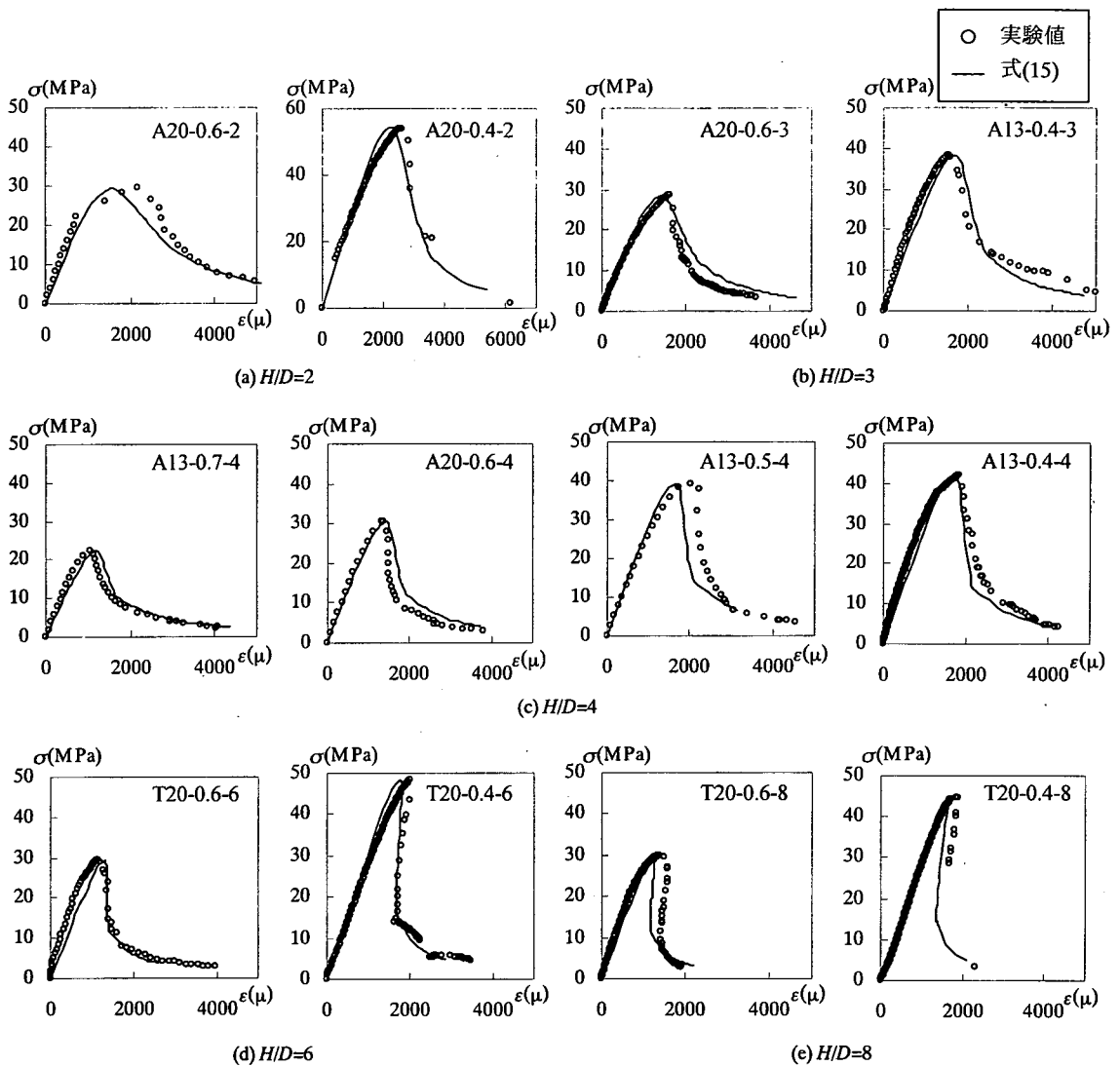


図-19 供試体全体の応力-平均ひずみ関係

って、除荷域の応力-ひずみ関係を式(13)を用いて近似した本研究の仮定は、本研究の範囲において妥当であると判断される。

以上より、本研究で提案した3つの領域における応力-ひずみ関係を考慮して組み合わせることにより、破壊が局所化するために供試体寸法に依存して変化する圧縮力作用下の応力-平均ひずみ関係を、ポストピーク域を含めて、コンクリートの圧縮強度に拘わらず精度良く表示できることが確認された。

なお、式(15)の適用範囲を以下に示す。

a) コンクリート特性

- ・ 圧縮強度： $f_c=20\sim 50$ MPa

- ・ 粗骨材最大寸法： $G_{max}=13$, 20 mm

- ・ 水中養生

b) 供試体形状

- ・ 断面寸法： $\phi 100$ mm($D=100$ mm)
- ・ $H/D=2\sim 8$

c) 荷重方法

- ・ 減摩パッドを使用
- ・ 荷重速度：0.002 mm/s

d) 破壊領域長さ L_p の設定

- ・ $L_p=120$ mm

8. まとめ

本研究では、コンクリートの圧縮破壊の局所化現象を考慮した応力-平均ひずみ関係の定式化を目的として、コンクリートの一軸圧縮試験を行った。そして、コンクリート供試体の部位ごとに異なる応力-ひずみ関係を破壊域、遷移域および除荷域の3つの領域ごとに定義した。その結果、以下の結論を得た。

- (1) Popovicsの提案式を参考にすることにより、破壊域における応力-ひずみ関係の定式化が可能となった。また、遷移域における応力-ひずみ関係は、多曲線近似を行うことで表示可能となった。
- (2) コンクリート供試体の破壊域、遷移域および除荷域の応力-ひずみ関係が明らかになったことで、これらの関係式をそれぞれの寸法を考慮して統合し、これを供試体全体に対する予測式とした。そして、実験値と比較した結果、本研究で提案した方法を用いることで、コンクリートが局所的に破壊するために、 H/D に依存して変化する、供試体全体の応力-平均ひずみ関係を、ピーク時のひずみおよびポストピー

ク域を含めて精度良く表示できることが明らかとなった。

本研究で示した応力-ひずみ関係式は、特に本研究の実験の範囲内において、精度良く実験データを表現可能であることが確認された。ただし、断面寸法が大きい供試体では破壊がより脆性的になり、ポストピーク域の測定が困難であったことから、実験的に応力-ひずみ関係を得ることができず、式(15)の一般的な妥当性を評価するまでには至らなかった。既往の研究¹¹⁾では、断面寸法の相違によるひび割れパターンの違いが指摘されている。したがって、式(15)の適用可能性に関して、さらに実験を行うことにより確認する必要がある。しかしながら、破壊域、遷移域および除荷域に区別して定式化を行い、足し合わせる本研究の手法は、断面寸法が異なる供試体に対しても適用可能であると思われる。

謝辞：本研究を遂行するにあたり、載荷実験に関して太平洋セメント株式会社中央研究所の皆様にご助力を頂きました。また、株式会社クラレにはアクリルバーを提供して頂きました。ここに謝意を表します。

付録 表-1 使用記号一覧

a	実験定数	L_p	破壊域長さ [mm]
a_0	破壊域のピーク時の応力、ひずみで除した、 相対応力-相対ひずみ曲線下の面積	L_T	遷移域長さ [mm]
A_c	供試体初期断面積 [mm ²]	L_U	除荷域長さ [mm]
A_F	破壊域で消費されたエネルギー [kNmm]	n_F	実験定数
A_i	応力-局所ひずみ曲線下の面積 [N/mm ²]	P	荷重 [kN]
A_{NFI}	局所部吸収エネルギー [kNmm]	S	単位細骨材量 [kg/m ³]
b	実験定数	W/C	水セメント比
C	単位セメント量 [kg/m ³]	ϵ	供試体全体の平均ひずみ
c	実験定数	ϵ_F	破壊域のひずみ
D	供試体最大幅 [mm]	ϵ_{F0}	破壊域におけるピーク時のひずみ
D^*	供試体断面積と等積な正方形の辺長 ($=\sqrt{A_c}$) [mm]	ϵ_{peak}	ピーク時の供試体の全体平均ひずみ
d	変位 [mm]	ϵ_T	遷移域のひずみ
f'_c	圧縮強度 [MPa]	ϵ_{T0}	遷移域におけるピーク時のひずみ
G	単位粗骨材量 [kg/m ³]	ϵ_{T1}	遷移域のピーク以降の変曲点のひずみ
G_{Fc}	圧縮破壊エネルギー [N/mm ²]	ϵ_U	除荷域のひずみ
G_{max}	粗骨材最大寸法 [mm]	ϵ_{U0}	除荷域におけるピーク時のひずみ
H	供試体高さ [mm]	ϕ	直径
H/D	寸法比	σ	平均応力 [MPa]
		σ_{max}	供試体強度 [MPa]
		σ_{T1}	遷移域のピーク以降の変曲点の応力 [MPa]

参考文献

- 1) Popovics, S. : A Numerical Approach to the Complete Stress-Strain Curve of Concrete, *Cement and Concrete Research*, No.5, Vol.3, pp.583-599, 1973.
- 2) 谷川恭雄, 畑中重光, 小阪義夫: 高ひずみ域に至るまでのコンクリートの応力度-歪み度曲線の表示式, セメント技術年報, Vol.34, pp.242-245, 1980.
- 3) 岡田 清, 六車 照編: 改訂新版コンクリート工学ハンドブック, 第9章コンクリートの力学的性質, pp. 335-555, 朝倉書店, 1981.
- 4) 小阪義夫, 山田和夫, 畑中重光, 谷川恭雄: 一軸圧縮下のコンクリートの応力-ひずみ関係に関する研究, セメント技術年報, Vol.37, pp.279-282, 1983.
- 5) Markeset, G and Hillerborg, A. : Softening of Concrete in Compression Localization and Size Effects, *Cement and Concrete Research*, Vol.25, No.4, pp.702-708, 1995.
- 6) Lertsrisakulrat, T., Niwa, J., Yanagawa, A. and Matsuo, M. : Concepts of Localized Compressive Failure of Concrete in RC Deep Beams, 土木学会論文集, No.697/Vol.54, pp.215-225, 2002.
- 7) Bazant, Z. P. : Identification of Strain-Softening Constitutive Relation from Uniaxial Tests by Series Coupling Model for Localization, *Cement and Concrete Research*, Vol.19, No.6, pp.973-977, 1989.
- 8) Nakamura, H. and Higai, T. : Compressive Fracture Energy and Fracture Zone Length of Concrete, *JCI-C51E Post-Peak Behavior of RC Structures subjected to Seismic Loads*, Vol.2, pp.259-272, 1999.
- 9) Lertsrisakulrat, T., Watanabe, K., Matsuo, M. and Niwa, J. : Experimental Study on Parameters in Localization of Concrete Subjected to Compression, 土木学会論文集, No.669/V-50, pp.309-321, 2001.
- 10) 渡辺 健, 岩波光保, 横田 弘, 二羽淳一郎: AE法を用いたコンクリートの圧縮破壊領域の推定に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.23, No.3, pp.85-90, 2001.
- 11) 畑中重光, 水野英二, 小池狭千朗, 谷川恭雄: 供試体寸法の異なるコンクリートの圧縮破壊性状に関する実験的研究, コンクリート工学論文集, Vol.5, No.1, pp.65-73, 1994.

(2002.6.5受付)

FORMULATION OF STRESS-STRAIN RELATIONSHIP OF CONCRETE CONSIDERING THE LOCALIZED COMPRESSIVE FAILURE ZONE

Ken WATANABE, Junichiro NIWA, Hiroshi YOKOTA and Mitsuyasu IWANAMI

When a concrete specimen is subjected to uniaxial compression, the failure is often localized. Therefore, the identical stress-strain relationship is not adequate to express the softening behaviors of concrete structures. In this study, a series of uniaxial compression tests of concrete specimens has been conducted. A failed specimen was divided into three zones by the local strain obtained from strain gauges attached to an embedded acrylic bar. Subsequently, the stress-strain relationships of concrete at each zone have been formulated. By combining these stress-strain relationships, the average stress-strain relationship of a whole specimen considering the localization of failure in compression can be proposed.