高強度コンクリートの混合モード破壊に及ぼす粗骨材の影響

ブラジリアンディスク型混合モード破壊試験による吸収エネルギーの評価

INFLUENCE OF COARSE AGGREGATE ON MIXED-MODE FRACTURE
OF HIGH-STRENGTH CONCRETEEvaluation of energy absorption by mixed-mode fracture test
with brazilian-disk type specimen

中村成春*, 橘高義典**, 上村克郎***

Shigeharu NAKAMURA, Yoshinori KITSUTAKA and Katsurou KAMIMURA

The objective of this experimental investigation was to clarify the effect of coarse aggregate on fracture behavior of high-strength concrete in mixed-mode loading conditions. Energy absorption in mixed-mode fracture was evaluated by the total work of fracture calculated by analysing the load-load point displacement curve. Mixed-mode loading conditions were set for a wide range which consists of shear/compression and shear/tension. In case of shear/tension mode, energy absorption was decreased with increasing the factor of tensile force, and major factor effecting the cracking is the interface property of aggregate and mortar. In case of shear/compression mode, energy absorption was increased with increasing the factor of compressive force. Aggregate property was the important factor to improving the toughness of high-strength concrete specimen.

Keywords : fracture mechanics, mixed-mode fracture, high-strength concrete, work of fracture, coarse aggregate, toughening

破壊力学, 混合モード破壊, 高強度コンクリート, 破壊仕事, 粗骨材, 高靱化

1. はじめに

近年, コンクリートの破壊あるいはひびわれの進展問題の解明に破壊力学的手法を応用する研究が多く行われている。しかしながら, そのほとんどはモードI (引張) 破壊を対象としたものである。実際のコンクリート構造物でのコンクリート部の破壊は, 引張・圧縮とせん断が組み合わさった混合モード破壊になる場合が多い。すなわち, ひびわれの進行領域には, ひびわれ面に直交する応力以外に平行な応力が作用する。このため, ひびわれ面間には骨材の存在により摩擦等の抵抗力が生じ, ひびわれ進展を拘束する作用 (アレスト作用) が働く。さらに, 他の欠陥部にひびわれが伝播し¹⁾, 破壊靱性が向上する。従って, コンクリート構造物の破壊現象を詳細に解明するには, コンクリートの混合モードでの破壊性状の把握が極めて重要である。

このような, コンクリートの混合モード破壊問題を解明するため, Carpinteri²⁾, Tahia and Swartz³⁾, Jenq and

Shah⁴⁾, 和泉・三橋⁵⁾, Nooru-Mohamed and van Mier⁶⁾らが, コンクリートの混合モード破壊に関するレビュー, 実験及び数値解析等を行っている。これらの報告による成果を統括すると, ①コンクリートの混合モード破壊におけるひびわれの進行は, 線形材料の直線的な破壊とは異なり曲折・分散しながら進展し破壊形態が複雑になる, ②ひびわれ先端近傍の力学状態は現状では線形破壊パラメータ (応力拡大係数, エネルギー解放率等) の適用でしか定量化されていない, ③ひびわれ進展を規定する破壊クライテリオンは線形破壊パラメータに基づき導出されている, ④混合モード破壊試験は各研究者により種々の方法が提案されているが一般化されていない, ⑤混合モード破壊試験においては, 境界条件の差異により破壊モードが異なることから試験結果の統一的な評価が難しい, ⑥ひびわれ進展予測モデル及び数値解析方法に関し合理的な方法が確立されていない, 等の項目が指摘できる。これらの諸問題を解決するためには, まず基本的に,

* 宇都宮大学 大学院生・工修

** 宇都宮大学工学部建設学科 助教授・工博

*** 宇都宮大学工学部建設学科 教授・工博

Graduate Student, Utsunomiya Univ., M. Eng.

Assoc. Prof., Dept. of Architecture and Civil Engineering, Faculty of Engineering, Utsunomiya Univ., Dr. Eng.

Prof., Dept. of Architecture and Civil Engineering, Faculty of Engineering, Utsunomiya Univ., Dr. Eng.

高度な非線形性を有するひびわれ進行領域での、破壊消費エネルギーを定量評価する試験方法の確立が重要と考える。これを基に、破壊パラメータ、破壊クライテリオン、数値解析での材料構成則等が求められる。

一方、近年、高強度コンクリートのRC構造物への適用が、構造物の大型化、高層化、躯体重量の軽量化、建設コストの削減等の多数の利点から検討されている。しかしながら、現状では、調査方法、材料の選定方法、圧縮強度以外の各種強度特性の把握、品質管理等に問題を残している。特に、高強度コンクリートの力学的問題点として、普通強度のコンクリートよりも破壊が脆性的になること⁷⁾が挙げられる。

高強度コンクリートの脆性化機構に関しては、破壊力学的な観点から幾つかの研究がなされているが、そのほとんどがモードI破壊でのものである。野村ら⁸⁾は、モードI破壊における高強度コンクリートの脆性化機構は、骨材破断に伴う骨材-モルタルマトリックス間のブリッジング効果の希薄化であることを考察した。さらに、橋高ら⁹⁾、中村ら¹⁰⁾は、超高強度コンクリートのモードI破壊での破壊エネルギーは、骨材自身の特性に大きく支配されることを示した。しかしながら、混合モード破壊での脆性破壊を検討した例は少ない。

本研究では、ブラジリアンディスク型試験体を用いた混合モード破壊試験方法のコンクリートへの適用を試み、混合モードでの破壊吸収エネルギーの評価方法を提案する。さらに、混合モード破壊時の吸収エネルギーに及ぼす粗骨材の影響を把握し、高強度コンクリートの高靱化の方策を提案することを目的とする。

2. 混合モード破壊における破壊エネルギーの評価

一般に靱性とは、材料が破壊に至るまでの間に消費されるエネルギー量で評価される。現在での、高強度コンクリートの脆性化の評価は、多くの場合、圧縮強度試験等での最大荷重（ピーク）以後の急激な荷重の低下の程度あるいは爆裂等の不安定破壊の発生により定性的に捉えられている¹¹⁾。しかしながら、高強度・高剛性のコンクリートにおいては、ピーク点が上昇するため、ピーク後の急激な低下にも関わらず吸収エネルギーが大きくなる場合もあり、必ずしもポストピークの荷重低下のみで脆性化を評価できない。また、これらのプレ・ポストピーク挙動は、一般に圧縮あるいは引張等の载荷条件によっても異なり、また、試験体に蓄えられる弾性歪みエネルギーの差異によっても異なった傾向を示す。従って、靱性能を合理的に評価するには、破壊に要したエネルギーに基づく評価パラメータの確立が必要である。

高剛性試験機を用いた破壊靱性試験により試験体の破断まで安定破壊が得られれば、荷重-荷重点変位曲線（以下、 $P-u$ 曲線）下で囲まれた面積で表される外部

図1 不安定破壊での破壊吸収エネルギーの評価

からの総仕事量が、破壊に必要とされたエネルギー（ WOF : work of fracture）としてすべて有効に働いたと仮定でき、破壊に消費されたエネルギーを求めることができる。コンクリートのモードI破壊においては、RILEMの G_F 評価¹²⁾が、 WOF を評価する方法として提案され一般化されている。しかしながら、混合モード破壊においては、不安定破壊が観察される場合が多く、破壊に必要とされたエネルギーの評価が難しい。

本研究では、図1に示す概念により不安定破壊での吸収エネルギーを評価する。すなわち、 $P-u$ 曲線の破断点 P_c においては、試験体及び試験装置全体に蓄えられた弾性歪みエネルギー（ U_e 及び U_m ）が、破壊に消費されるポテンシャルエネルギーとして一気に解放されると仮定する。また、 P_c までには、既にひびわれ形成エネルギー及び塑性変形エネルギーとしての非弾性エネルギー U_{loss} の消費があることにより、破壊に要したトータルの破壊仕事量 U_{WOF} は、式(1)で示される。

$$U_{WOF} = U_{loss} + U_e + U_m \quad \cdots \cdots (1)$$

ここで、 U_e は、図1に示すように除荷線を線形近似することにより $\triangle ABC$ となる。従って、 U_{loss} と U_e との和は、 $P-u$ 曲線下の OAC で囲まれた面積 W となり下式で表せる。

$$W = U_{loss} + U_e \quad \cdots \cdots (2)$$

さらに、 U_m は、試験装置のコンプライアンス C_m を線形と仮定することにより、式(3)となる。

$$U_m = 0.5 \cdot C_m \cdot P_c^2 \quad \cdots \cdots (3)$$

従って、

$$U_{WOF} = W + U_m \quad \cdots \cdots (4)$$

となり、不安定破壊が生じる P_c までの $P-u$ 曲線及び試験装置のコンプライアンスから破壊に要したエネルギー U_{WOF} が求められる。

なお、一般的な混合モード破壊では、ひびわれは単一ではなく複数に分岐する場合もある。そのため、破壊面積の特定が困難で、単位面積当たりの破壊エネルギーの評価は難しい。本研究では、破壊に要したトータルのエネルギー U_{WOF} によりエネルギー吸収能を評価することとし、粗骨材の影響についてはモルタル試験体との相对比较により論じる。

3. 実験概要

3.1 混合モード破壊試験方法の検討

切欠きを有する試験体において、切欠き先端での破壊モードは、切欠きに対する載荷角度の変化によりモード I (引張) から混合モードへ、さらにはモード II (純せん断) への遷移を生じる。従って、試験体の載荷角度、試験体形状ならびに試験体に導入した切欠き形状を制御することにより種々の混合モード破壊を生じさせることができる。

従来の混合モード試験方法には、圧縮状態下のせん断性状を考慮し、切欠き梁試験体のシアースパン比を変化させる逆対象 4 点せん断試験¹³⁾ 及び中央に斜め切欠きを有する直方試験体の載荷角度を変化させる一軸圧縮試験¹⁴⁾、あるいは、引張状態下のせん断性状を考慮した一軸引張試験¹⁵⁾ 等がある。しかし、梁試験体ではシアースパン比に限界がありモード II 要素の高い領域を生じさせることは困難である。また、中央斜め切欠き試験体では載荷角度ごとに破壊面が変化し、さらに遷移領域を検討するには多数の切欠き角度の異なる試験体が必要となる。

そこで、ディスク形状の試験体により、切欠き位置を載荷点に対して回転させることで、載荷角度を種々に変化させる混合モード破壊試験が主に金属材料の分野で開発されている¹⁶⁾。これは、ブラジリアンディスク型試験法と呼ばれ、Atkinson ら¹⁷⁾ により詳細な解析がなされている。試験体切欠き先端部には、せん断/圧縮の混合モード負荷が与えられることになり、圧縮力条件下でのせん断性状が検討できる。また、試験体に特別製の治具を取付け、治具の回転による混合モード破壊試験も開発されている¹⁸⁾。これは、切欠き先端部にせん断/圧縮だけでなく、せん断/引張の混合モード負荷も与えられ、引張力条件下でのせん断性状も検討できる。しかしながら、これらの試験方法をコンクリートに適用するには治具、試験体形状等の問題がある。

本研究では、これらの方法を参考にして圧縮及び引張両応力下での混合モード試験が広範囲に検討できるブラジリアンディスク型混合モード破壊試験方法を考案した。

すなわち、ディスク状のコンクリート試験体 (図 2) を鋼製治具に挟み込み (図 3)、載荷角度を変化させることにより、切欠き先端部がせん断/圧縮及びせん断/引張の混合モード負荷となるようにした (Appendix 参照)。

3.2 実験条件

表 1 に実験の要因と水準を示す。実験は、大きく 2 シリーズに分かれる。実験シリーズ I は、予備的検討として、混合モード載荷レンジをせん断/引張及びせん断/圧縮の 2 レンジ (以下、 T レンジ及び C レンジ) とし、広範囲な混合モード破壊条件が得られるようにしたものである。応力の構成割合は、試験体切欠き面に対する載荷角度 θ で変化させ、 θ を 0, 5, 10, 15, 30, 45, (90)° の 7 段階とした。また、モルタルマトリックス強度の違いによる影響を検討するため、コンクリート強度は、水結合材比 $W/B=20, 25, 35, 50, 65\%$ の 5 水準とした。粗骨材は、石灰岩碎石、硬質砂岩碎石、人工軽量骨材ならびに粗骨材無混入のモルタルの 4 水準 (LI, SA, AL, MO) とした。

実験シリーズ II は、特にシリーズ I の予備検討に基づき、せん断/圧縮での超高強度コンクリートの破壊エネルギーに及ぼす粗骨材の影響を詳細に検討したものである。混合モード載荷レンジを C レンジのみとし、 θ を 0, 5, 10, 15, 30° の 5 段階、モルタルマトリックス強度が 140MPa 級の超高強度域を含めた $W/B=15, 20, 65\%$ の 3 水準とした。粗骨材は多種とし、川砂利、石灰岩碎石、硬質砂岩碎石、人工軽量骨材、花崗岩碎石、鉄鉱石碎石ならびに粗骨材無混入のモルタルの 7 水準 (RI, LI, SA, AL, GR, IR, MO) とした。

3.3 使用材料

表 2 に実験に使用した骨材の品質を示す。骨材特性は関連 JIS に従い測定した。実験シリーズ I とシリーズ II では、粗骨材の品名が同一であっても採取場所が異なるため石質に若干の差異が見られる。また、表 3 にコンクリートの調合条件及び性質を示す。セメントは、すべて普通ポルトランドセメントを使用した。低 W/B 条件では、高性能 AE 減水剤 SP (アニオン型特殊活性剤) を添加し、さらにマトリックス強度を高めるためにシリカフューム SF (マイクロシリカ) を混和した。各混和材料のセメントに対する添加率及び混和率は、表 3 中に示してある。さらに、粗骨材の絶対容積はすべて 400 ℓ/m^3 一定とし、細骨材は鬼怒川産の川砂に統一した。実験シリーズ I の試験材齢は 8 週とし、それまで 20℃水中養生とした。実験シリーズ II の試験材齢は 11 週とし、これも 20℃水中養生とした。ただし、 $W/B=15\%$ の条件では、モルタルマトリックス強度を高めるために、常に水蒸気が噴出する水槽を取り付けた乾燥器により、試験直前の 24 時間 200℃加熱蒸気養生を行った。コンクリートの強度特性は、JIS の強度試験法に従い測定した。

表 1 実験の要因と水準

(a) Experimental series I

Factors	Levels
Range mode	Shear/compression, Shear/tension
Loading angle θ degree	0, 5, 10, 15, 30, 45, 90
W/B *1, W/C %	20, 25, 35, 50, 65
Aggregate types	Limestone; LI, Sandstone; SA, ALA *2; AL, (Mortar; MO)

*1 Water blended-powder ratio; $W/B=W/(C+SF)$

*2 Artificial Light-weight Aggregate; ALA

(b) Experimental series II

Factors	Levels
Range mode	Shear/compression
Loading angle θ degree	0, 5, 10, 15, 30
W/B , W/C %	15, 20, 65
Aggregate types	River-gravel; RI, LI, SA, AL, Granite; GR, Iron ore; IR, (MO)

表 2 骨材の品質

Aggregate types		District	MS *1 mm	SG *2 mm	WA *3 %	WV *4 kg/l	RV *5 %	FM *6
River sand	I *7	Kinugawa	5	2.65	1.85	1.72	66.2	2.96
	II	"	5	2.59	2.19	1.62	63.9	2.95
RI		Kinugawa	20	2.62	1.69	1.74	67.3	6.76
LI	I	Kuzuu	20	2.65	0.19	1.63	61.5	6.84
	II	"	20	2.74	0.54	1.66	60.8	7.04
SA	I	Oume	20	2.62	1.13	1.53	59.1	6.70
	II	"	20	2.66	1.18	1.58	60.0	6.40
AL	I	Mesalite	20	1.61	22.1	0.81	61.4	6.40
	II	"	20	1.43	5.06	0.86	63.4	6.45
GR		Inada	20	2.61	1.39	1.47	57.1	6.73
IR		Australia	20	4.17	3.89	2.52	62.8	7.02

*1 Maximum size; MS ,*2 Specific gravity; SG *3 Water absorption; WA *4 Weight of unit volume; WV *5 Ratio of absolute volume; RV *6 Finness modulus; FM

*7 Experimental series I & II

表 3 コンクリートの調合条件及び性質

(a) Experimental series I

W/B , Types %	Unit weight kg/m^3						SF , SP %C	f_c MPa	f_t MPa	E GPa
	W	C	SF	S	G	A				
20, LI	103	506	56	795	1060	20	10.4	117	7.5	51
SA	"	"	"	"	1048	"	"	121	7.8	45
AL	"	"	"	"	644	"	"	59	4.2	30
MO	171	844	94	1325	—	33	"	115	7.7	42
25, LI	123	529	—	795	1060	19	—, 5	83	6.2	49
SA	"	"	"	"	1048	"	"	92	6.3	43
AL	"	"	"	"	644	"	"	51	4.0	25
MO	205	881	"	1325	—	31	"	83	5.7	35
35, LI	155	450	—	795	1060	5	—, 2	53	4.8	45
SA	"	"	"	"	1048	"	"	63	4.6	39
AL	"	"	"	"	644	"	"	48	4.2	24
MO	258	749	"	1325	—	8	"	52	4.9	31
50, LI	183	367	—	795	1060	—	—, —	42	3.8	41
SA	"	"	"	"	1048	"	"	48	3.8	36
AL	"	"	"	"	644	"	"	42	3.2	22
MO	306	612	"	1325	—	"	"	51	4.4	28
65, LI	202	310	—	795	1060	—	—, —	23	3.1	37
SA	"	"	"	"	1048	"	"	27	2.5	32
AL	"	"	"	"	644	"	"	31	2.4	19
MO	336	517	"	1325	—	"	"	38	3.7	24

(b) Experimental series II

W/B , Types %	Unit weight kg/m^3						SF , SP %C	f_c MPa	f_t MPa	E GPa
	W	C	SF	S	G	A				
15, RI	111	673	168	466	1048	49	20.4	135	4.3	39
LI	"	"	"	"	1096	"	"	119	3.9	47
SA	"	"	"	"	1064	"	"	144	6.2	43
AL	"	"	"	"	572	"	"	69	3.9	27
GR	"	"	"	"	1044	"	"	141	5.6	40
IR	"	"	"	"	1668	"	"	99	4.5	50
MO	186	1122	280	777	—	32	"	138	6.1	35
20, RI	144	709	79	466	1048	28	10.4	78	5.0	37
LI	"	"	"	"	1096	"	"	107	5.1	49
SA	"	"	"	"	1064	"	"	108	6.0	42
AL	"	"	"	"	572	"	"	61	2.8	27
GR	"	"	"	"	1044	"	"	117	4.9	38
IR	"	"	"	"	1668	"	"	54	5.5	50
MO	240	1181	131	777	—	46	"	107	4.7	33
65, RI	282	434	—	466	1048	—	—, —	20	2.1	26
LI	"	"	"	"	1096	"	"	18	2.1	27
SA	"	"	"	"	1064	"	"	22	2.3	26
AL	"	"	"	"	572	"	"	21	1.8	16
GR	"	"	"	"	1044	"	"	18	2.3	20
IR	"	"	"	"	1668	"	"	15	2.0	24
MO	470	724	"	777	—	"	"	49	2.1	19

3.4 混合モード破壊試験概要

図2にディスク試験体の概要を示す。試験体をディスク形状にすることで、載荷角度によらず破壊面を一定に保持することとした。破断長さは試験体せいの1/2とし、シングルエッジタイプの切欠きをコンクリートカッターにより作製した。また、同一形状の試験体で T 、 C レンジの試験を行うために、試験体の上下に治具取り付け用切込み部を設けた。試験体数は1条件3体とした。

図3に混合モード破壊試験概要を示す。試験は2000kN アムスラー型万能試験機を使用し、手動載荷とした。試験体の荷重-変位関係は、歪みゲージ式2軸型亀裂変位計を試験体中央に直接取り付け(50mmスパン)、すべり変位(CSD: *crack sliding displacement*)と開口変位(COD: *crack opening displacement*)を同時に計測し、ロードセルから検出した荷重とともにデータアナライザーに記録した。ただし、 T レンジの試験での荷重は、アムスラー試験機内の荷重計によった。また、鋼製治具には、載荷角度位置に圧盤あるいは引張つかみ板を取り付け、載荷を安定させた。さらに、XYレコーダーで載荷中の安定性を目視により確認した。一方、荷重点変位 LPD は、 CSD を θ の余弦で除した。

図2 ディスク試験体概要

図3 混合モード破壊試験概要 (C 、 T レンジ)

4. 実験結果及び考察

4.1 $P-u$ 曲線測定結果

図4にモルタル単体 MO での $P-u$ 曲線測定例を示す。(a)～(d)図が、実験シリーズIの $\theta = 0^\circ$ における各 W/B の測定例、及び $W/B = 20\%$ における各 θ の測定例である。また、(e)、(f)図が、実験シリーズIIの $\theta = 0^\circ$ における各 W/B の測定例、及び $W/B = 15\%$ における各 θ の測定例である。実験シリーズI及びIIとも、 $P-u$ 曲線の挙動は、低 W/B になると初期の剛性が高まる傾向にある。また、 C レンジでは、 θ が大きくなると破断荷重が高まる傾向にあるが、初期の剛性は 10° 、 15° あたりでピークになり、 $\theta = 30^\circ$ 以降小さくなる。さらに、 T レンジでは、 θ が大きくなると破断荷重が小さくなる傾向にある。

(a) & (b) $\theta = 0^\circ$, Ex. I, MO specimen

(c) & (d) $W/B=20\%$, Ex. I, MO specimen

(e) $\theta = 0^\circ$, (f) $W/B=15\%$, Ex. II, MO specimen

図4 $P-u$ 曲線測定結果

ところで、図4中の $P-u$ 曲線測定例では、すべてポ
ストピーク挙動に不安定破壊が見られるが、 C レンジ
における普通強度コンクリートの高 W/C の試験体、あ
るいは載荷角度が $\theta = 15, 30, 45^\circ$ の試験体では、巨視的
ひびわれが発生後、途中でひびわれが停止し、破断しな
い場合があった。このとき、ひびわれ発生直後から停止
するまで変位が急増し、破壊モードは載荷支点を挟んだ
割裂破壊へと移行した。この場合には、破壊モードが変
化する前の変位の急増開始点を破断荷重 P_c とした。

図5 P_{cm} vs. θ (実験シリーズI)

図7 U_{WOFm} vs. θ (実験シリーズI)

図6 P_c/P_{cm} vs. θ (実験シリーズI)

図8 U_{WOF}/U_{WOFm} vs. θ (実験シリーズI)

$\theta \geq 30^\circ$ 以降では、頭打ちの傾向が見られる。この理由は、ひびわれ進展に伴い載荷点が微妙にずれ、切欠き部に曲げモーメントが発生し、負荷モードが変化するためと考えられる。

図6に各コンクリートの実験結果をモルタル単体の破断荷重で除して無次元化した破断荷重比 P_c/P_{cm} と載荷角度 θ との関係を示す。低 W/B になるほど T 、 C レンジとも MO に近づく。これは、両レンジとも高強度化に伴い粗骨材強度が相対的に弱体化するためと考えられる。ただし、 T レンジより C レンジの方が、破断荷重比は大きい傾向にある。

図7にモルタル単体 MO での破壊吸収エネルギー U_{WOFm} と載荷角度 θ との関係を示す。 θ の増加に伴い U_{WOFm} も増加する傾向がある。 P_{cm} は低 W/B ほど大きくなるが、 U_{WOFm} は W/B による差は少ない。これは、 W/B が小さく内部構造が密実になるほどマトリックスが脆性化し、吸収エネルギーが少なくなるためと考えられる。

図8に各コンクリートの実験結果をモルタル単体の吸収エネルギーで除して無次元化した破壊吸収エネルギー比 U_{WOF}/U_{WOFm} と載荷角度 θ との関係を示す。高強度域の T レンジでは、モードII要素の増加とともにコンクリートと MO との差が少なくなる。これは、マトリックスが高強度化するほど粗骨材の強度が相対的に低下し、破壊形態が粗骨材の破断となり、粗骨材のひびわれ偏向作用が低下し、吸収エネルギーがモルタルに近似するためと考えられる。 $W/C=35\%$ で吸収エネルギーのピークが見られるが、これはモードIでの実験結果¹⁹⁾と同様の傾向である。従って、混合モード下においても、粗骨材の破断が脆性度に大きな影響を及ぼす。一方、 C レンジでは、相対的にエネルギー吸収が大となるが、これは圧縮作用を受けることにより、骨材の存在がひびわれ進展を拘束する効果が生じるためと考えられる。

以上の結果より、本試験方法の特徴をまとめると、せん断/引張の混合モード試験条件では、載荷角度が負となるほどモードII要素が低下し、モードI破壊に近づき、最大荷重、エネルギーとも低下する。また、引張応力の治具から試験体への伝達が不安定になる場合もあり、検討を要する。また、せん断/圧縮の混合モード試験条件では、圧縮成分の増加に伴い、ひびわれ進展の拘束効果が增大するが、角度が大きくなると切欠き部が不安定になり、破壊モードが変化しやすくなる。

4.3 実験シリーズIIにおける P_c 及び U_{WOF}

実験シリーズIの結果より、シリーズIIでは、試験条件が比較的安定するせん断/圧縮での載荷角度の変化幅を $0 \sim 30^\circ$ において、多種の粗骨材について詳細に検討した。

図9にモルタル単体 MO での破断荷重 P_{cm} と載荷角

度 θ との関係を示す。 W/B に関わらず θ が 0° から 15° では、 P_{cm} は大きな変化はないが、 θ が 15° から 30° に変化するとき、急激に増加している。これは、ひびわれ進展面に直交する圧縮成分が増加するためである。一方、 $W/B=15$ 、 20% の各 P_{cm} はほぼ同一で、圧縮強度ほど明確な差異は見られなかった。

図10に各コンクリートの実験結果をモルタル単体の破断荷重で除して無次元化した破断荷重比 P_c/P_{cm} と載荷角度 θ との関係を示す。各骨材条件において、 $\theta=15^\circ$

図9 P_{cm} vs. θ (実験シリーズII)

図10 P_c/P_{cm} vs. θ (実験シリーズII)

まではすべての W/B で P_c/P_{cm} が増加する傾向にある。 $W/C=65\%$ では骨材種類による差異が明確ではないが、これはすべての骨材条件で骨材付着界面が欠陥部となり各骨材自身の強度特性が反映されないためである。しかし、 $W/B=20\%$ では、界面破壊と骨材破壊が混在するため骨材特性が反映し差異が生じる。 $W/B=15\%$ では骨材破壊が支配的になり、脆弱骨材である AL が特に低下する。その他の骨材ではせん断抵抗性に大きな差がない。 $\theta = 30^\circ$ の場合、すべての条件において P_c は相対的に低

図 11 U_{WOFm} vs. θ (実験シリーズ II)

図 12 U_{WOF}/U_{WOFm} vs. θ (実験シリーズ II)

下し、MO と同様の値となる。これは、 θ が大きくなると巨視ひびわれの発生後、骨材の存在により応力状態が微妙に変化し、破壊モードが割裂破壊に移行するため、 P_c は一時的な荷重の変化点の評価に過ぎなくなるためと考えられる。

図 11 にモルタル単体 MO での破壊吸収エネルギー U_{WOFm} と載荷角度 θ との関係を示す。超高強度域の $W/B=15\%$ の U_{WOFm} 値は、すべての θ で $W/B=20\%$ より減少し脆性化する傾向にある。また、各 W/B における $\theta = 30^\circ$ の U_{WOFm} 値増加は、初期剛性及び P_{cm} 値の増大により $P-u$ 曲線で囲まれる面積が大きくなるためである。 $W/C=65\%$ の頭打ちは、モルタルマトリックスに割裂破壊が生じることで変形能が発揮されなかったことが原因と思われる。

図 12 に各コンクリートの実験結果をモルタル単体の破壊吸収エネルギーで除して無次元化した破壊吸収エネルギー比 U_{WOF}/U_{WOFm} と載荷角度 θ との関係を示す。 $W/B=20, 65\%$ では骨材による差異が少ない。これは、モルタル強度よりも骨材強度が相対的に高い場合、破壊モードは界面破壊となり破壊吸収エネルギーに差異が生じにくいことが原因と思われる。従って、せん断/圧縮での骨材界面が及ぼすエネルギー吸収能は、骨材の種類にあまり関係ないものと考えられる。 $W/B=15\%$ では、破壊モードが骨材破断となり、せん断力に対する各骨材自身の変形能が発揮されるため大きな差異が生じている。すなわち、インターロック等のアレスト作用は骨材種類により異なる傾向にあり、特にモード I の G_F が高い SA^{10), 19)} や鉄成分を含むことで塑性化が期待される IR は、混合モード破壊での破壊吸収エネルギー比も極めて高くなっている。従って、粗骨材界面の影響が少なくなる超高強度コンクリートでは、混合モード下においても骨材自身のエネルギー吸収能がよく反映されることになる。

以上の結果より、本試験において、粗骨材の破壊モードから、粗骨材種類の影響度が把握できる。すなわち、界面破断の場合では、粗骨材種類には大きく影響されず、骨材破断の場合では、各粗骨材の特性が強く反映されるといえる。

5. 混合モード破壊に関わる高靱化設計コンセプト

高強度コンクリートの高靱化は、繊維やポリマー等の混和材料の活用により可能である²⁰⁾。しかしながら、これらのコンクリートの製造において、繊維補強やポリマー混入を考慮した調査設計手法は一般化されておらず、また、特に高強度コンクリートに適用した場合、ワーカビリティが阻害され施工が困難となり、高靱化を図る上で大きな問題点であると指摘できる。一方、混和材料による高靱化機構は、モルタル(コンクリート)マトリックスと混和材料との 2 相複合材料により捉えられる場

合が多く、①介在物によるひびわれ伝播阻止及び免れ、②微細ひびわれ分布による応力集中の緩和、③介在物のブリッジングに分類することができる²¹⁾。このとき、①及び③の介在物に関わる高靱化機構は、介在物を粗骨材に置換し、総体をモルタルマトリックスとの2相複合材料と捉えても作用するはずである。ここで、粗骨材品質によりモードⅠでの破壊靱性能に差異が生じる^{10), 19)}ことを考慮すると、適切な粗骨材の選定により、混和材料に頼らずとも高靱化を図ることが可能と考えられる。

そこで、粗骨材の選定条件を考えてみる。一般的な高強度コンクリートの破壊性状においては、主に粗骨材自身の破断が顕著になり、破断面が平滑になる傾向が多くある。この場合の破壊ひびわれ進展は、湾曲や偏向が小さいため①の機構が働かず、靱性が付与されにくいと考えられる。従って、ひびわれ伝播時にマトリックス強度よりも大きく破断しにくい高強度骨材を選定することが高靱化への必要条件といえる。また、粗骨材が破断する場合でも、骨材自身のエネルギー吸収能が高いときは、③の機構が働き、総体の靱性能が優れると考えられる。従って、高靱性骨材の選定も必要条件といえる。

ここで、これらの粗骨材の選定条件は、モードⅡ破壊あるいは混合モード破壊下においても大きな影響を及ぼす。すなわち、せん断応力成分が作用した場合、ずれ変形の影響が働くことになり、コンクリートに分散されている高強度な介在物(粗骨材)は、ひびわれ発生に対して一時的にピン止め作用²²⁾を担うことになる。このとき、強度の上昇が期待される。また、ひびわれが発生しても粗骨材が破断しない場合は、ひびわれ面間が凹凸になり高靱化がなされることになる。従って、粗骨材の特性を把握することが、コンクリートの靱性を高める条件となり、高靱化設計に役立つことになる。

6. 結 論

広範囲の混合モード負荷を与える試験方法として、ブラジリアン・ディスク試験法を用いた混合モード試験方法を考案し、吸収エネルギーの評価方法を提案するとともに、高強度コンクリートの混合モード破壊時の吸収エネルギーに及ぼす粗骨材の影響を実験検討した。さらに、高強度コンクリートの靱性向上について考察した結果、本研究の範囲内で以下が明らかになった。

(1) せん断／引張型の混合モード試験では、モードⅠに対するモードⅡ成分が大きくなるほど破断荷重及び吸収エネルギーとも大となる。また、本試験方法は、不安定な破壊を生じやすい。

(2) せん断／圧縮型の混合モード試験では、せん断に対する圧縮成分が増加するほど破断荷重及び吸収エネルギーとも大となる。また、載荷角度が30°以上になると混合モード負荷条件及び破壊モードが大きく変化する。

(3) 20MPa級の普通強度コンクリートの場合、せん断／圧縮型の混合モード破壊でのエネルギー吸収能は粗骨材の界面特性に影響され、それは骨材の種類で大きな差が見られず、モルタルとほぼ同一であった。

(4) 粗骨材の強度がモルタルマトリックスの強度よりも相対的に低下する140MPa級の超高強度コンクリートの場合、せん断／圧縮型の混合モード破壊でのエネルギー吸収能は粗骨材自身の変形能に大きく影響され、硬質砂岩碎石や鉄鉱石碎石は大となる。

謝 辞

実験試料にご協力いただきました、奥多摩工業(株)、(財)建材試験センター、建設省建築研究所、(株)神戸製鋼所加古川製鉄所、タカタ(株)、日本メサライト工業(株)、山宗化学(株)ならびに吉澤石灰工業(株)各社に感謝いたします。また、実験にご協力いただきました、スミセコンクリートエンジニアリング(株)宇都宮試験所の皆様、本学建築材料研究室技術官の金子和人氏、実験当時に本学建築材料研究室のコンクリート研究を専攻された学生諸氏には、深く感謝いたします。

Appendix

本研究でのブラジリアンディスク型混合モード破壊試験は、切欠き面に対する載荷角度 θ により破壊開始時の混合モード負荷が制御される。この混合モード負荷状態は、切欠き先端部に生じるモードⅠ及びモードⅡの応力拡大係数 K_I , K_{II} により把握できる。すなわち、各 θ における K_{II} と K_I との比(破壊モード比 $\alpha = K_{II} / K_I$)を求めることにより、切欠き先端部でのせん断成分の影響が評価できる。以下、本研究におけるブラジリアンディスク型混合モード破壊試験の切欠き先端部での混合モード負荷状態を検討する。

切欠き先端部の K_I , K_{II} の決定には、2次元境界要素静弾性解析(BEM解析)による変位外挿法²³⁾を適用した。これは、ひびわれ先端の特異点での応力拡大係数が直接求められないため、ひびわれ先端の座標系を付図1に示すように定義し、周囲の節点値から各 K_I , K_{II} を求め、 $r \rightarrow 0$ へ外挿することにより、応力拡大係数を求める手法である。

線形破壊力学の解析結果によれば、同一座標におけるひびわれ上下面($\theta = \pm \pi$)の相対変位 Δu_1 , Δu_2 と K_I , K_{II} の間には、次式の関係がある²³⁾。

$$\Delta u_i = \frac{u_i(\theta = \pi) - u_i(\theta = -\pi)}{2} \quad (i = 1, 2) \cdots (A.1)$$

$$K_I = \frac{E^*}{4} \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \Delta u_2 \cdots (A.2)$$

$$K_{II} = \frac{E^*}{4} \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \Delta u_1 \cdots (A.3)$$

ここで、平面歪み: $E^* = E / (1 - \nu^2)$, 平面応力: $E^* = E$ であり、 E はヤング率、 ν はポアソン比を表す。以上より、BEM解析による Δu_1 , Δu_2 を求めることで、式(A.2)及び式(A.3)から K_I , K_{II} が決定できる。

本解析で使したBEM解析プログラムは、文献²³⁾に掲載されているFORTRANプログラム例を参考に、以下の点を考慮・解析条件とし、N88-BASICによる簡便プログラムを作成した。すなわち、①要素は2次のアイソパラメトリック要素を用い、②切欠き先端には中間節点を1/4の点にずらした特異要素(変位型)を用いた、③領域分割法を適用した、④外挿には最小2乗法を適用した、⑤解析モデルは等方均質弾性体と仮定した、等の点に留意した。本解析プログラムの計算精度を検証するため、文献²⁴⁾の長方形板中の片側傾斜き裂問題(付図2)について解析結果を比較した。解析結果を付表1に示す。KIで最大3%、KIIで最大1%の誤差内にあり、本解析方法は十分な解析精度を有することが確認できた。

本研究で考案したブラジリアンディスク型混合モード破壊試験を対象にした解析モデル(付図3)での、引張力条件下における $\theta = 0, 30, 90^\circ$ の3条件についてのKI, KII解析結果を付表2に示す。解析モデルでは、鋼製ホルダーとコンクリート試験体とを同一材料の理想試験体として取り扱った。本解析結果から、 $\theta = 0^\circ$ ではモードII(純せん断)状態にあり、 $\theta = 90^\circ$ ではモードI(純引張)状態にあることがわかる。また、 $\theta = 30^\circ$ では混合モード負荷状態にあり、 θ が増加するとモードI要素が卓越する。圧縮力条件下の場合には、等方均質弾性体と仮定しているため、上記解析において、引張を圧縮に置換することで求めることになり、各 θ におけるモードIに対するモードIIの構成比は同一となる。なお、実際の試験体では、治具とコンクリートとの定着・応力伝達等が不均一であり、必ずしも理論値と同一とはならないが、 θ が減少することによって、モードIIの構成比は相対的に大きくなるものと考えられる。

付図1 ひびわれ先端の座標系

$H = 200, W = 100, b = 50, \sigma = 10, \text{Element} = 22, \text{Node} = 44$

付図2 片側傾斜き裂解析例題

付表1 例題解析結果

θ^*	a	KI ²⁴⁾	KI	error	KII ²⁴⁾	KII	error
30°	57.7	102.2	103.5	1.27%	28.53	28.34	0.67%
15°	51.8	110.9	108.2	2.49%	13.51	13.54	0.22%
0°	50.0	354.2	345.9	2.40%	0.00	0.00	0.00%

$D = 250, L = 40, P = 10, \text{Element} = 28, \text{Node} = 56$

付図3 KI, KII解析モデル

付表2 KI, KII解析結果

θ	KI	KII	$\alpha = KII / KI$	Condition
0°	0.44	12.09	27.29	Mode II
30°	19.54	12.22	0.63	Mixed-mode
90°	39.38	0.06	0.00	Mode I

参考文献

- 1) 和泉正哲, 三橋博三, 佐々木達夫: コンクリートの圧縮破壊発生機構に関する基礎的研究, 日本建築学会論文報告集, 第289号, pp.11-25, 1980.3
- 2) Carpinteri, A.: Interaction Between Tensile Strength Failure and Mixed Mode Crack Propagation in Concrete, Materials and Structures, Vol.21, No.126, pp.403-409, November, 1988
- 3) Taha, N.M. and Swartz, S.E.: Crack Propagation Models for Mixed-Mode Loading, Fracture of Concrete and Rock: Recent Developments, Edited by Shah, S.P., Swartz, S.E. and Barr, B., Elsevier Applied Science, pp.5-17, 1989
- 4) Jenq, Y.S. and Shah, S.P.: on the Fundamental Issues of Mixed Mode Crack Propagation in Concrete, Fracture of Concrete and Rock: Recent Developments, Edited by Shah, S.P., Swartz, S.E. and Barr, B., Elsevier Applied Science, pp.27-38, 1989
- 5) 和泉正哲, 三橋博三, 野村希晶: 複合応力を受けるコンクリートの破壊力学に関する基礎的研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第360号, pp.17-22, 1986.2
- 6) Nooru-Mohamed, M.B. and van Mier, J.G.M.: Size Effects in Mixed Mode Fracture of Concrete, Fracture Processes in Concrete, Rock and Ceramics, Proceedings of the International RILEM/ESIS Conference, Volume One, Microscopic Material Studies and Materials Engineering, Edited by van Mier, J.G.M., Rots, J.G. and Bakker, A., pp.461-471, 1991
- 7) 六車 熙: 高強度および超高強度コンクリート, 材料, Vol.38, No.431, pp.875-885, 1989.8
- 8) 野村希晶, 三橋博三, 鈴木 篤, 和泉正哲: 非線形破壊力学手法に基づく高強度コンクリートの脆性化機構の考察, 日本建築学会構造系論文報告集, 第416号, pp.9-16, 1990.10

- 9) 橋高義典, 上村克郎, 中村成春: 引張軟化曲線の多直線近似解析によるコンクリートの破壊パラメータの評価, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.16, No.2, pp.57-62, 1994.6
- 10) 中村成春, 橋高義典, 上村克郎: 超高強度コンクリートの不安定脆性破壊に及ぼす粗骨材の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.16, No.2, pp.63-68, 1994.6
- 11) ACI Committee 363: State-of-the-Art Report on High-Strength Concrete, ACI journal, Vol.81, No.4, pp.364-411, July-August, 1984
- 12) RILEM Draft Recommendation (50-FMC): Determination of the Fracture Energy of Mortar and Concrete by Means of Three-Point Bend Tests on Notched Beams, Materials and Structures, Vol.18, No.106, pp.285-290, July-August, 1985
- 13) Iosipescu, N.: New Accurate Procedure for Single Shear Testing of Metals, Journal of Materials, Vol.2, No.3, pp.537-566, 1967
- 14) Maji, A.K. and Shah, S.P.: Measurement of Mixed-mode Crack Profiles by Holographic Interferometry, Experimental Mechanics, Vol.30, pp.201-207, 1990
- 15) Marshall, D.B.: Mechanisms of Failure from Surface Flaws in Mixed-Mode Loading, Journal of the American Ceramic Society, Vol.67, No.2, pp.110-116, 1984
- 16) Castro-Montero, A., Jia, Z. and Shah, S.P.: a Study of Mixed Mode Fracture Using Disk Specimen, Fracture Mechanics of Concrete Structures, Edited by Bazant, Z.P., Elsevier Applied Science, pp.701-706, 1992
- 17) Atkinson, C., Smelser, R.E. and Sanchez, J.: Combined Mode Fracture via the Cracked Brazilian Disk Test, International Journal of Fracture, Vol.18, No.4, pp.279-291, April, 1982
- 18) Banks-Sills, L. and Arcan, M.: an Edge-cracked Mode II Fracture Specimen, Experimental Mechanics, Vol.23, pp.257-261, September, 1983
- 19) 橋高義典, 上村克郎, 高瀬憲克: 高強度コンクリートのボルト引抜き耐力に及ぼす粗骨材種類の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.13, No.1, pp.245-250, 1991.6
- 20) 橋高義典, 上村克郎, 中村成春, 小野正樹: 高強度コンクリートの破壊靱性に及ぼすポリマー混入の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.14, No.1, pp.481-486, 1992.6
- 21) 三橋博三: セメント系複合材料設計への破壊力学の応用, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.12, No.1, pp.1175-1180, 1990.6
- 22) 宮田 昇: 粒子分散によるセラミックスの強じん化, セラミックス, Vol.21, No.7, pp.605-612, 1986.7
- 23) 結城良治, 木須博行: 境界要素法による弾性解析, 培風館, 1987.12
- 24) Murakami, Y., Aoki, S., Hasebe, N., Itoh, Y., Miyata, H., Miyazaki, N., Terada, H., Tohgo, K., Toya, M. and Yuuki, R.: Stress Intensity Factors Handbook, Committee on Fracture Mechanics The Society of Materials Science, Japan, Pergamon Press, Vol.2, pp.916-918, 1987

(1994年9月10日原稿受理, 1995年1月20日採用決定)