

論文 打継ぎコンクリート界面の破壊エネルギーと破壊面積の関係

佐藤 あゆみ^{*1}・山田 寛次^{*2}・石山 智^{*3}

要旨: コンクリート界面の破壊エネルギーと破壊した面積の関係について検討した。打継ぎ界面を持つ 5 水準のコンクリート試験体の破面を破壊と剥離に二値化し、破壊部のみに修正 J 積分法を応用することで一体打ち試験体から打継ぎ試験体の破壊エネルギーを推定した。推定には破壊部分で消費した破壊エネルギーは打継ぎ試験体の種類に関係なく、全て等しいという仮定のもと行った。その結果、骨材が最大粒径 9.5mm の一体打ち試験体をもとにした推定値は、打継ぎ試験体の実験値に概ね適合することが確かめられた。

キーワード: 破壊エネルギー, 引張軟化曲線, 界面, 強度, 靱性, 修正 J 積分法

1. はじめに

コンクリート構造物には打継ぎ面などコンクリート界面が必然的に生じるが、既設の古いコンクリートと新しく打足すコンクリートとの付着性能を向上させることは重要な課題である。近年では、構造物にコンクリートを打足す補修や補強工事も増加し、界面研究の対象として注目すべきである。

本来、打継ぎ面では界面付着により応力が伝達され、その破壊過程で破壊エネルギー(ひび割れを形成するのに必要な単位面積あたりのエネルギー、以下、GF)が消費されて、同時に強度が決まる。それら力学特性値を向上させるためには、試行錯誤的研究では限界があり、界面付着の本質に迫る必要がある¹⁾。その時、対極にある二つの参照界面を念頭に置いて研究を進めるべきであろう。つまり、明らかな水酸化カルシウム層²⁾からなる最弱界面とその対極にある最強界面としての一体打ちである。これらとの関係を考察することにより、打継ぎ界面の力学特性値向上の糸口が明らかになると考えられる。また、その本質的な検討のためには、単なる強度では不十分で、引張軟化曲線(Tension Softening Diagram, 以下、TSD)を考察することが有効である^{1),3)}。

著者らはこれまで、GF が打継ぎ時の表面処理に大きく影響され、さらに破面のうち破壊した面積が GF に比例する結果を得た^{2),4)}。本稿ではこれに続き、GF とそれに対応する破壊部面積との関係をより精密に把握するために、打継ぎ試験体の GF を一体打ち試験体の GF から推定し、実験値と推定値とを比較、考察した。

2. 実験および解析

2.1 試験体作製

試験体名および特徴を表-1、調査表を表-2、使用材料を表-3 に示す。本研究の試験体は一体打ち試験体(N シ

リーズ)もしくは、5 種類の異なる表面処理を行った打継ぎ試験体である。一体打ち試験体は調査表の材料を打設したもの(N)の他に、ウェットスクリーニングし骨材の最大粒径を変えたもの(N950 と N236)を作製した。表面処理は打継ぎ面に凹凸を作る打継ぎシートを用いる方法(J)、先打ちコンクリートの打継ぎ面を遅延剤で処理し洗い出す方法(E)、流水を掛けながら目荒しを行なう方法(R)、無処理(SP)、さらに載荷試験によって破断した一体打ち試験体の破断面に打継ぐ方法(FS)の合計 5 種類とした。試験体は各水準 3 体ずつ作製し、100×100×400mm の梁形とし、ひび割れを集中させるために載荷点下に高さ 50mm の切欠きを入れ、その上部の評価対象部をリガメントとした。概要を図-1(a)に示す。

打設は型枠に所定の材料を用いて一体打ちを行い、打継ぐものは片側半分だけ先打ちを行った。打継ぎ試験体は、図-1(b)に示すように 24 時間後に脱型を行い、打継ぎ面に各種の表面処理を行った後、型枠の残る片側に所定の材料を打設した。FS に限り、28 日材齢時に破壊した試験体を先打ち部として使用しているため、打継ぎ時の材齢は 35 日である。後打ち部の打設後は 28 日間の標準養生を行なった。

2.2 載荷試験

後打ちコンクリートの材齢 28 日で RILEM 推奨の破壊靱性試験⁵⁾を行い、荷重および開口変位を測定した。自重の影響を防ぐためカウンターウェイトを取付け載荷した。また圧縮および割裂引張試験によって材料強度を調べた。(表-4 参照)

2.3 引張軟化解析

ひび割れ発生後の引張軟化特性を評価するために JCI 標準の多直線近似解析法⁶⁾に基づき、破壊靱性試験によって得られた荷重-開口変位関係から TSD を求めた。図-2 に示すように、この TSD に囲まれた面積が GF である。

*1 秋田県立大学大学院 システム科学技術研究科 総合システム科学専攻(建築学) 工修 (正会員)

*2 秋田県立大学 システム科学技術学部 建築環境システム学科教授 工博 (正会員)

*3 秋田県立大学 システム科学技術学部 建築環境システム学科助教 工博 (正会員)

2.4 破面観察

破壊靱性試験によって破壊させた破面を目視によって観察し、破面のうち粗く骨材が見える部分を破壊、平滑で白みのある部分を剥離と二値に区別した。FSは目視による判定が困難であったため、打継ぎ前の破面との凹凸差をレーザー3次元測定機によって測定し両者の差を画像解析した。

3. 結果

3.1 コンクリート界面の力学特性値

一体打ち試験体の TSD を図-3(a)、打継ぎ試験体と試験体 N3 の TSD を図-3(b)に示す。また曲げ強度(以下、fb)および各試験体の TSD から求めた引張軟化特性値を表-5に示す。fbは破壊靱性試験結果の最大荷重に対して、弾性論の理論式から求めた曲げ縁応力である。各引張軟化特性値は図-2においてftは初期結合応力、GFpxは最大荷重時までのGFを示し、Wcrは限界ひび割れ幅、同様にWpxは最大荷重時の仮想ひび割れ幅であり、これらは力学特性値(強度、靱性)を表す指標である。表-5より力学特性値は一体打ち試験体では最大骨材粒径が大きくなるに従い高くなる結果となった。打継ぎ試験体の中ではJとRが強度、靱性ともに高く、N236の結果を上回るものであった。一方でFSはJやRと同様に打継ぎ時の先打ち表面は粗い状態であったが、力学特性値は低い。これは、先打ち側の材齢が他の水準より経過していたこと、さらに破壊試験によって骨材周りの遷移帯が打継ぎ面に露出していたことが要因となったと考えられる。

ここで注目すべきは、表-5のfbでは打継ぎ試験体の最大値(J2:3.80)を最小値(FS1:1.61)で除した値は約2.4になるが、GFでは同様の比較(J1/SP1)をすると約5.3となることである。fbより打継ぎ試験体間の差が大きいこ

表-1 試験体名および特徴

試験体名	打設方法	骨材最大粒径、表面処理方法
N	一体打ち	骨材最大粒径: 20mm
N950	一体打ち	骨材最大粒径: 9.5mm
N236	WS*1	骨材最大粒径: 2.36mm
J	打継ぎ	打継ぎシート
E		洗い出し
R		目荒し
FS		破断面打継ぎ
SP		無処理

*1: 中心部分のみウェットスクリーニングを行った

表-2 調査表

W/C (%)	s/a (%)	質量 (kg/m ³)					空気量 (%)
		W	C	S	G	Ad	
51.4	43.0	177	344	739	1010	1.72	3.0

Ad: 高性能AE減水剤 (C×0.5%)

表-3 使用材料

セメント	普通ポルトランドセメント, 密度3.16g/cm ³
細骨材	粒度調整細骨材, 表乾密度2.51g/cm ³
粗骨材	由利本荘産碎石, 表乾密度2.59g/cm ³
混和剤	高性能AE減水剤 メタクリル酸ポリマー

表-4 コンクリートの機械的性質

密度 (g/cm ³)	圧縮強度 (MPa)	引張強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)
2.31	41.98	3.47	26.99

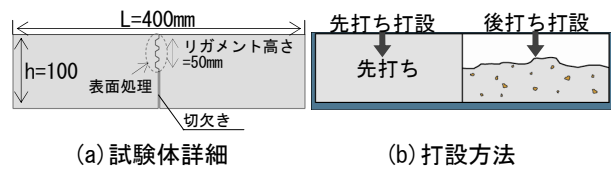


図-1 試験体概要

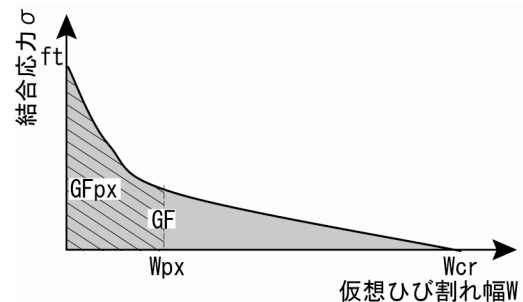
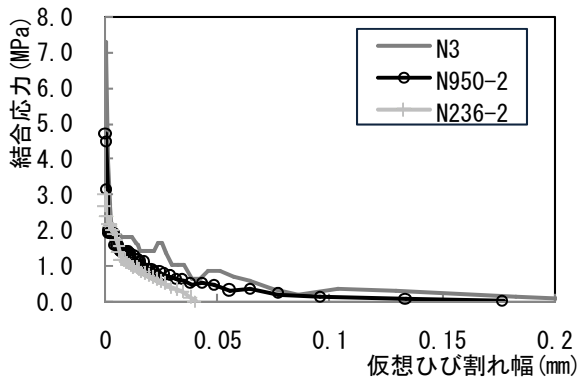


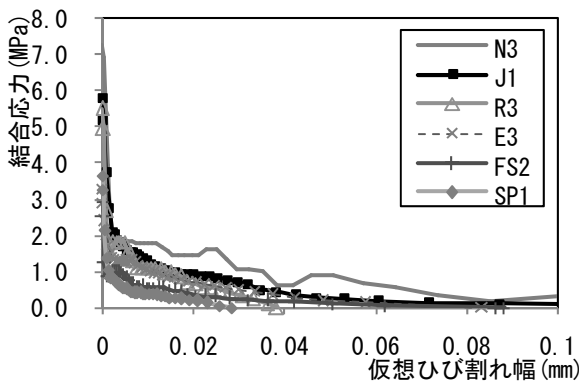
図-2 引張軟化特性値

表-5 全試験体の引張軟化特性値

試験体名	fb MPa	ft MPa	Wcr mm	Wpx mm	GF N/mm	GFpx N/mm
N1	4.94	6.82	0.2128	0.0112	0.0911	0.0296
N2	4.85	7.07	0.1305	0.0074	0.0955	0.0261
N3	4.60	7.28	0.2243	0.0132	0.1160	0.0299
N950-1	4.54	5.25	0.1188	0.0094	0.0949	0.0247
N950-2	3.66	4.70	0.1769	0.0114	0.0642	0.0202
N950-3	4.05	6.65	0.0973	0.0084	0.0637	0.0208
N236-1	2.70	2.72	0.1007	0.0086	0.0326	0.0117
N236-2	3.24	3.03	0.0400	0.0071	0.0331	0.0137
N236-3	3.30	4.46	0.0409	0.0067	0.0289	0.0130
J1	3.74	5.80	0.1996	0.0068	0.0597	0.0160
J2	3.80	5.56	0.0506	0.0071	0.0467	0.0169
J3	3.53	4.76	0.1174	0.0104	0.0501	0.0188
E1	2.85	2.90	0.1129	0.0065	0.0340	0.0104
E2	3.12	3.92	0.0488	0.0060	0.0343	0.0119
E3	2.80	3.26	0.0835	0.0081	0.0372	0.0119
R1	3.42	6.47	0.0473	0.0030	0.0407	0.0107
R2	3.03	5.68	0.0540	0.0049	0.0297	0.0101
R3	3.60	5.52	0.0384	0.0069	0.0336	0.0140
FS1	1.61	2.11	0.0940	0.0059	0.0243	0.0044
FS2	2.01	2.90	0.0883	0.0052	0.0211	0.0056
FS3	2.11	2.11	0.1054	0.0073	0.0288	0.0074
SP1	2.00	3.65	0.0282	0.0027	0.0112	0.0039
SP2	2.20	3.49	0.0272	0.0033	0.0129	0.0045
SP3	1.75	3.03	0.0714	0.0055	0.0131	0.0047



(a) 一体打ち試験体の TSD



(b) 打継ぎ試験体の TSD

図-3 引張軟化曲線

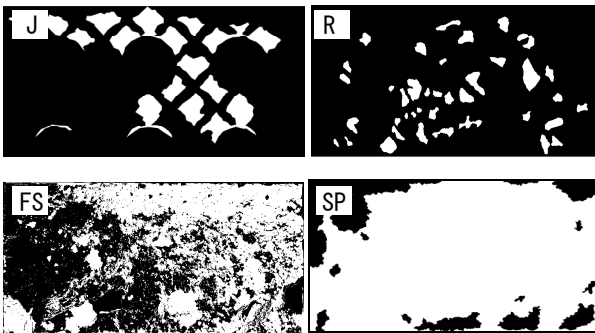


図-4 二値化した破面のマップ

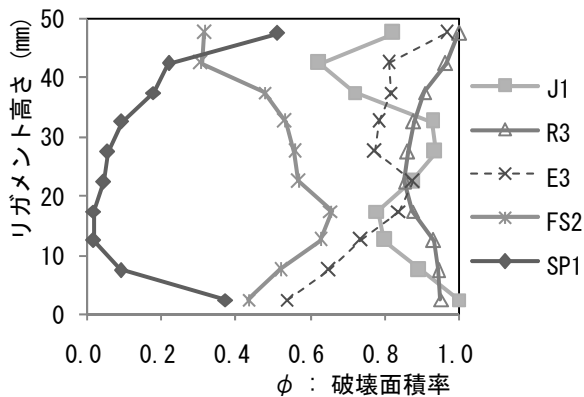


図-5 破壊面積率

とから、打継ぎ界面では GF の方がより敏感に違いを評価できると言える。この結果は栗原らの既往の研究でも確かめられている⁷⁾。

3.2 破面観察結果

破面観察によって破面を破壊と剥離の二値に区別し、破壊部を黒色、剥離部を白色でマッピングした結果を図-4 に示す。なお一体打ち試験体は全面を破壊と判断し、E は R に類似した破面であったため省略する。

図-5 は図-4 のマッピング結果を数値化したもので、y 軸はリガメント高さを表し、x 軸はリガメント高さ毎に破壊部面積をトータルのリガメント面積で除した値を破壊面積率(以下、 ϕ)として表した。この ϕ の分布は打継ぎ処理によって大きく異なることが分かる。さらにこの ϕ が大きいほど 3.1 節に示した力学特性値が高くなる傾向にあり、既往の結果⁴⁾と同じである。

4. 考察

4.1 破壊面積率による最大荷重時の破壊エネルギーの推定

(1) 最大荷重時の引張軟化曲線の推定方法

本研究では、破壊部における吸収エネルギーは一体打ちも打継ぎ試験体も同一であると仮定した。その時、高さ方向に ϕ が特定の分布をする打継ぎ試験体 X(以下、試験体 X)の TSD は、一体打ち試験体 N(以下、試験体 N)の結合応力に、当該位置における ϕ を乗じることで構成される。このとき、TSD はひび割れ幅(W)に対応する結合応力であるため、一体打ち試験体の結合応力に乗ずべき ϕ はひび割れ幅が対応している必要がある。そこで既往の研究³⁾により、ひび割れ先端高さからリガメント底に向かって楔形に開口すると仮定して W と ϕ とを対応させた。本項では、最大荷重時の TSD を推定するために、図-6 に示すように Wpx までの範囲内の分布を適用する。また最大荷重時におけるひび割れ先端高さは、既往の研究³⁾に従い、実験値の回帰式から決定した。

(2) 最大荷重時の破壊エネルギー推定結果の検討

実際の推定に際し、本研究では一体打ち試験体 N として、図-3(a)に示す 3 通りの TSD(N3, N950-2 および N236-2)を用いた。それぞれの試験体 N に ϕ を乗じることによって構成した最大荷重の TSD と、引張軟化解析から得られた TSD(実験値 TSD)との比較を、R-3 を例に図-7 に示す。R-3 の場合、N950-2 から推定した TSD が、 ϕ は一致しないものの実験値に最も近いことが分かる。

図-7 のように推定された TSD から最大荷重時までの GF を求め、表-5 に示した GFpx との関係を検討した。両者の関係を、基準とした試験体 N 毎に図-8(a) ~ (c) に示す。図-8 より、試験体 N によっては多少の違いがあるがひび割れ幅の小さいこの時点では、N の種類に関係なく実験結果と推定結果は適合していることが分かる。

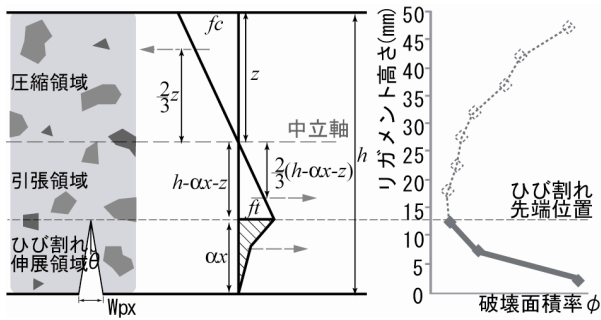


図-6 応力分布モデル³⁾

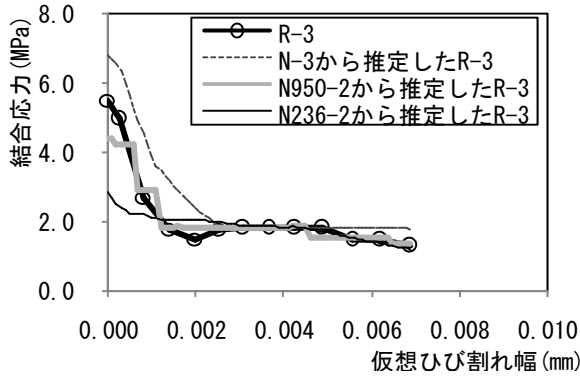


図-7 試験体 N に ϕ を乗じて構成した R-3

4.2 リガメントで消費される破壊エネルギー

破壊エネルギーを求める方法としては、実験値の荷重-変形曲線や TSD の面積から求める手法が最も一般的であるが、本研究では新たな手法として内田らの修正 J 積分法⁸⁾を変形リガメント部で消費した破壊エネルギーを推定することを試みた。

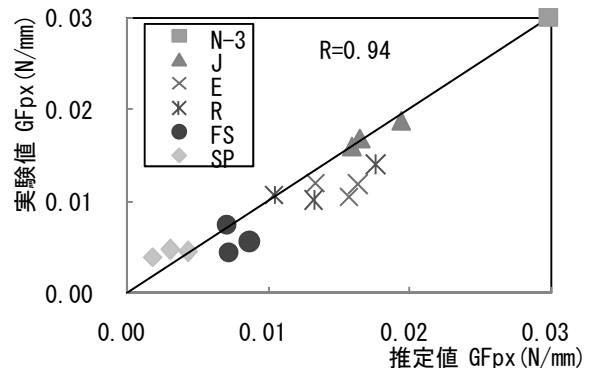
修正 J 積分法では、ひび割れがリガメント上端を回転中心にして、高さ方向に均等(楔形)に分布すると仮定している。その前提のもと、GF は式(1)のように TSD を w に関して積分することで得られる。さらにリガメント全体で消費した破壊エネルギーは、リガメント方向に積分することにより、式(2)に示す $E(w)$ として表される。

$$GF(w) = \int_0^w \sigma(w) dw \quad (1)$$

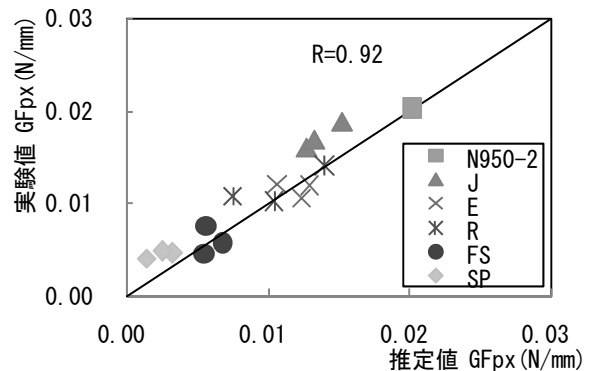
$$E(w) = \int_0^{a_0} \left\{ \int_0^w \sigma(w) dw \right\} dA \quad (2)$$

4.3 打継ぎ試験体の破壊エネルギーの推定

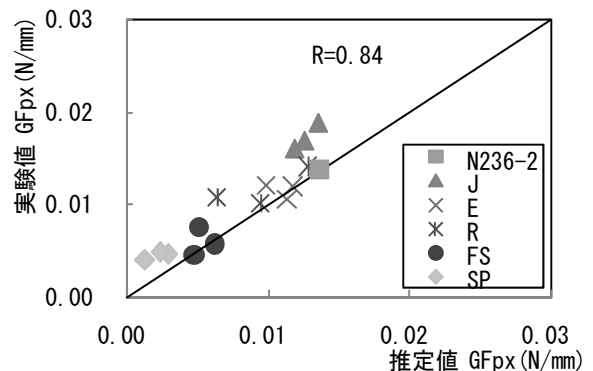
本研究では、式(2)を変形し以下に示すように一体打ち試験体 N の GF から打継ぎ試験体 X の GF を推定した。ここで限界ひび割れ幅を試験体 N であれば $Wcr_{(N)}$ 、試験体 X であれば $Wcr_{(X)}$ とする。そのとき実験値から得られる試験体 X、試験体 N の既知の GF(表-5 参照)をそれぞれ $GF_{(X)}(Wcr_{(X)})$ および $GF_{(N)}(Wcr_{(N)})$ とし、同様に推定する試験体の GF を $GF_{(SX)}(Wcr_{(X)})$ として図-9 (b) に示す。



(a) N3 を基準試験体にした場合



(b) N950-2 を基準試験体にした場合



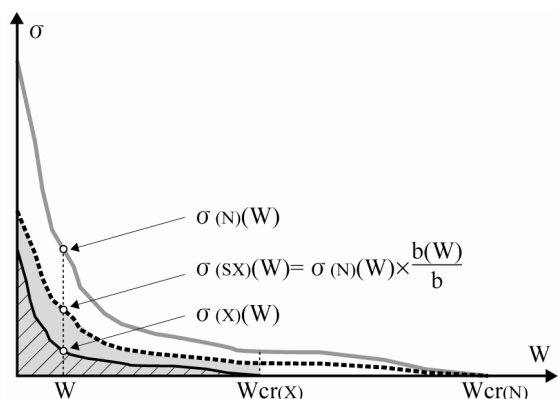
(c) N236-2 を基準試験体にした場合

図-8 GFpx の実験値と推定値との関係

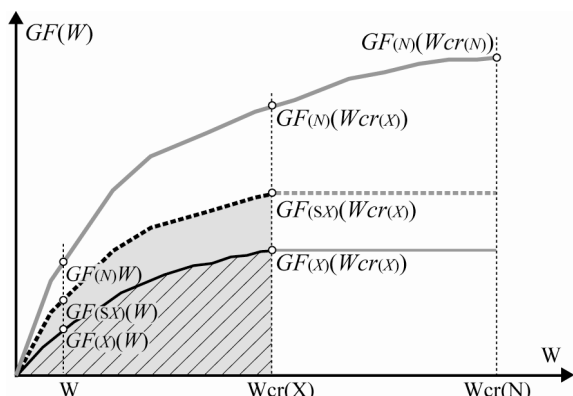
さらに、従来の修正 J 積分法に加えて下記の 2 点につき仮定した。

- (1) 破壊した部分だけが破壊エネルギーに寄与し、剥離した部分はエネルギー消費に寄与していない。
- (2) 破壊部分で消費した破壊エネルギーは打継ぎ試験体の種類に関係なく等しい。つまり、試験体 X では全リガメント中の破壊した面積は小さいが、破壊部分の破壊エネルギーは試験体 N のそれに等しい。

以上の仮定を修正 J 積分法に適用して、打継ぎ試験体 X の破壊エネルギー $GF_{(SX)}(Wcr_{(X)})$ が以下のように示される。はじめに、高さが a_0 であるリガメントの上端を回転中心に広がるひび割れを考える。リガメント下端のひび割れ



(a) 試験体 N と試験体 X の TSD



(b) 試験体 N と推定した GF (W) の関係

図-9 実験値と推定値の関係

幅が $W_{cr(X)}$ から dw 広がったとき、微小高さを dy とすれば相似関係から式(3)が得られる。

$$\frac{dy}{a_0} = \frac{dw}{W_{cr(X)}} \quad (3)$$

上記の仮定(2)から、試験体 X と試験体 N の破壊した部分の GF は等しく、図-9(a)に示される結合応力は一体打ち試験体 N の TSD に単純に ϕ を乗じることで次式として求められる。ここで b は試験体の全幅(100mm)であり、 $b(W)$ はひび割れ幅 W に関して、破壊した面積を試験体幅に換算したものである。つまり $b(W)/b$ は ϕ となる。

$$\sigma_{(SX)}(W) = \sigma_{(N)}(W) \cdot \frac{b(W)}{b} \quad (4)$$

また式(2)は試験体 X では $W_{cr(X)}$ を用いて、式(5)のように書き換えられる。

$$E_{(X)}(W_{cr(X)}) = \int_0^{a_0} \left\{ \int_0^{W_{cr(X)}} \sigma_{(X)}(W) dw \right\} dA \quad (5)$$

この dA は、式(3)との関係から式(6)のように表される。

$$dA = b \cdot dy \quad (6)$$

式(4)と式(6)を用いて、式(5)を変形すると、打継ぎ試験体 X のリガメント全体で消費された GF が式(7)として求められる。この式(7)は一体打ち試験体 N の結合応力から試験体 X 全体の破壊エネルギーを推定できることを定式化している。

$$E_{(SX)}(W_{cr(X)}) = \int_0^{a_0} \left\{ \int_0^{W_{cr(X)}} \sigma_{(N)}(W) dw \right\} b(W) \cdot dy \quad (7)$$

ここで、 E は全リガメントで消費したエネルギーであるため、 $GF_{(SX)}(W_{cr(X)})$ を求めるためには、式(7)をリガメント面積で除する必要がある。ここで、 $Alig$ はリガメント面積を意味する。

$$GF_{(SX)}(W_{cr(X)}) = \frac{E_{(SX)}(W_{cr(X)})}{Alig} \quad (8)$$

以上の式より、式(8)で得られた $GF_{(SX)}(W_{cr(X)})$ と、推定に用いた $GF_{(N)}(W_{cr(N)})$ との関係は図-9(b)のように示される。つまり $GF_{(SX)}(W_{cr(X)})$ は、 $GF_{(N)}(W_{cr(N)})$ を x 軸方向では仮想ひび割れ幅が $W_{cr(N)}$ から $W_{cr(X)}$ に低減すること、また y 軸方向では $b(W)/b$ が作用して結合応力を低減させることにより、着色部に対応して推定される。

4.4 破壊エネルギーにおける実験値と推定値との関係

以上の結果をもとに試験体 N に、N3, N950-2, N236-2 を用いて $GF_{(SX)}(W_{cr(X)})$ の推定を行った。実験値である $GF_{(X)}(W_{cr(X)})$ と試験体 N から推定した $GF_{(SX)}(W_{cr(X)})$ との関係を図-10(a)～(c)に示す。これらの推定値は、N3 を基準とした場合は大きく、逆に N236-2 を基準とした場合は小さく計算される傾向にあった。3 つの一体打ち試験体の中では N950-2 を基準にした場合が最も適合性が高く、特に J, FS, SP に限れば相関係数は 0.96 であった。

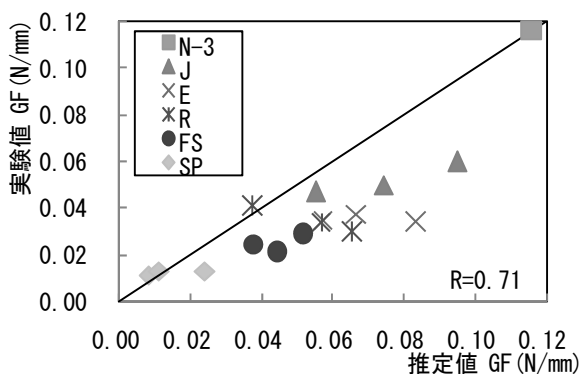
4.5 破壊部と破壊エネルギーの関係

図-10 において推定した GF と実験値との適合性が高いと言うことは 4.3 節で適用した(1)から(2)の仮定が妥当であることを意味する。中でも重要なことは、(2)の試験体の種類や破壊した面積の大小に関係なく、破壊面積あたりでは破壊エネルギーが等しいという仮定である。

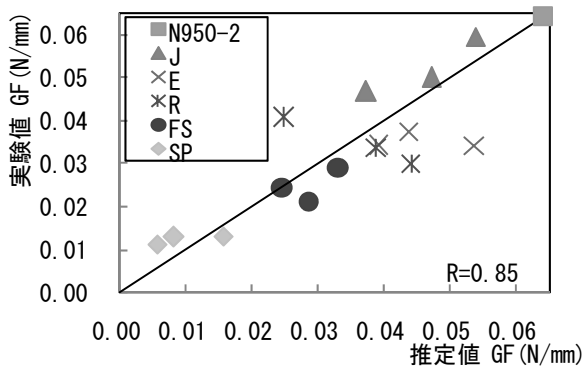
図-8 と図-10 に共通して GF を推定できたのは、N950-2 を基準にした場合であり、本研究の打継ぎ試験体の破壊部は、粗骨材の最大粒径が 9.5mm のコンクリートと同等の GF を保持していることが示唆される。なお一般にコンクリートの破壊進行の前面には破壊進行領域(FPZ)が形成され、微細なひび割れが生じてエネルギーを吸収することが知られている⁹⁾。従って、打継ぎ界面の破壊部分と N950-2 試験体とが FPZ におけるエネルギー吸収に関して何らかの類似性を持っていると考えられる。

また図-8 と図-10 を子細に観察すると、特に ft の低い

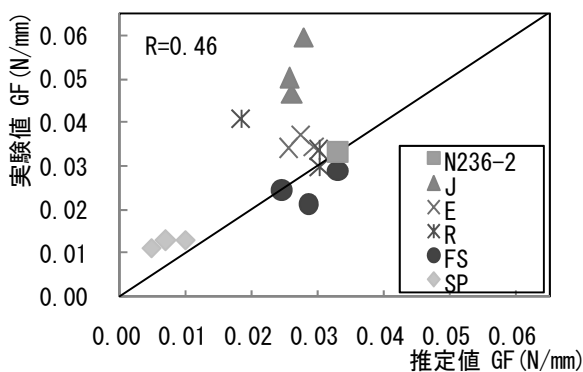
FS の場合では、N236-2 を基準にした場合に最も適合性が高く、一方で ft、GF とともに高い J の場合は N3 を基準にした場合に最も適合性が高いことに気がつく。一般的に、骨材の最大粒径が大きいほど FPZ の幅は広がる¹⁰⁾ことから、N236-2 と適合する FS と、N3 と適合する J とでは FPZ の広がり方が異なると考えられる。実際、破面の凹凸は FS が J よりも小さく、FPZ が狭いことを示唆している。つまり FS では、浅い範囲を壊すことで、Wcr が小さくなっている。従って、ft が小さい打継ぎ界面は、ft に応じた広さの FPZ を生じて Wcr も小さくなり、著者らが報告した²⁾TSD 外形が相似になるメカニズムが働いていると言えよう。



(a) N3 を基準試験体にした場合



(b) N950-2 を基準試験体にした場合



(c) N236-2 を基準試験体にした場合

図-10 実験値 GF と推定値 GF の相関

5. まとめ

本稿では、打継ぎ界面を持つ 5 水準のコンクリート試験体に対して破壊靱性試験を行い、破面を破壊と剥離に区別した。また、最大荷重時の TSD を構成する手法と修正 J 積分法を応用する手法を用いて一体打ち試験体から打継ぎ試験体の破壊エネルギーを推定した。これらのことから、以下に示す 2 点が分かった。

(1) 打継ぎ試験体のリガメントにおける破壊部の破壊エネルギーは、粗骨材の最大粒径 9.5mm である一体打ちのそれとほぼ同等である。これは限界ひび割れ幅までに限らず、最大荷重時のひび割れ幅についても言える。

(2) 破壊エネルギーを推定するために用いた本研究における仮定、つまり応力分布モデル、破壊部における GF は等しい、などは妥当である。

参考文献

- 1) 三橋博三：コンクリートの破壊力学の現状と展望，コンクリート工学，Vol.25，No.2，pp.14-25，1987
- 2) 佐藤あゆみ，山田寛次，石山智：鉛直打継ぎ目をもつコンクリート梁の引張軟化特性と破壊進展に関する考察，日本建築学会東北支部研究報告集構造系，日本建築学会東北支部，第 70 号，pp49-54，2007
- 3) 佐藤あゆみ，山田寛次，石山智：鉛直打継ぎ面をもつコンクリート梁の断面内応力分布モデルの提案，コンクリート工学年次論文集，Vol.30，No.1，pp.399-404，2008
- 4) K. Yamada, A. Satoh, S. Ishiyama: Evaluation of adhesion characteristics of joint in concrete by tension softening properties, Proceedings of "Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structure", vol.3, pp. 1753-1759, 2007
- 5) RILEM Draft Recommendation: 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, 1985
- 6) 日本コンクリート工学協会編：JCI 規準集 2004，日本コンクリート工学協会，pp.550-558，2004
- 7) 栗原哲彦，安藤貴宏，内田裕市，六郷恵哲：引張軟化曲線によるコンクリート打継ぎ部の付着性状の評価，コンクリート工学年次論文報告集，Vol. 18，No.2，pp.461-466，1996
- 8) 内田裕市，六郷恵哲，小柳洽：曲げ試験に基づく引張軟化曲線の推定と計測，土木学会論文集，No.426，pp.203-212，1991
- 9) A. Hillerborg, M. Modeer, P. E. Petersson: Analysis of Crack Formation and Crack Growth in Concrete by Means of Fracture Mechanics and Finite Elements, Cement and Concrete Research, Vol.6, pp. 773-782, 1976
- 10) 大塚浩司，勝部宏明：コンクリートの破壊進行領域の性状に及ぼす骨材寸法の影響，土木学会論文集，No.478/V-21，pp.109-116，1993