

フライアッシュをベースとしたジオポリマーコンクリート梁の 曲げ性状と構造部材としての可能性

FLEXURAL BEHAVIOR OF FLY-ASH BASED GEOPOLYMER CONCRETE BEAM AND ITS POTENTIAL FOR STRUCTURAL MEMBERS

柴山 淳^{*1}, 西山 峰広^{*2}
Atsushi SHIBAYAMA and Minehiro NISHIYAMA

Flexural behavior of fly-ash based geopolymer concrete beams prior to yielding was investigated. The authors conducted four-point bending loading tests and finite element analyses of the geopolymer concrete and conventional cement concrete beams. The deflection and maximum crack width of the geopolymer concrete beams subjected to bending moment based long/short-term allowable stress were similar to those of conventional concrete beams, and it is revealed that they had applicability as flexural members. The test results showed the bending moment-deflection relationship and the crack width can be predicted except for the flexural yield deflection by the AIJ design standard for reinforced concrete.

Keywords : *Geopolymer concrete, Fly-ash, Sustainability, Reinforced concrete, Flexural behavior, Modulus of elasticity*

ジオポリマーコンクリート, フライアッシュ, 持続可能性, 鉄筋コンクリート, 曲げ性状, ヤング係数

1. はじめに

ジオポリマーコンクリート(GPC)は製造時のCO₂が削減できることに加え、産業副産物を有効利用する事が可能なエコフレンドリーなセメント代替材料として注目を集めている¹⁾。GPCに用いられる粉体の種類と混合の割合は様々であるが、高炉スラグ微粉末(BFS)やフライアッシュ(FA)が用いられる事が多い。BFSのみもしくはBFSの割合が多いGPCの力学特性は、従来のポルトランドセメントコンクリート(OPC)に近く²⁾、そのヤング係数はOPCと同程度であり、OPCのヤング係数推定式と同じ、またはそれに近い値となる推定式が提案されている^{3),4)}。また、FAのみもしくはFAの割合が多いGPCは、OPCと比べて耐酸性に優れるという特徴を有する⁵⁾。しかしながら、BFSをベースとしたGPCのヤング係数がOPCと同程度であるのに対して、FAをベースとしたGPCのヤング係数はOPCより低いことが報告されている。また、それぞれの実験結果に基づいてヤング係数評価式が提案されている。例えば、ACI318-19⁶⁾に記載の式で算出した圧縮強度30MPaのOPCのヤング係数に対する比率を算出すると、Noushini et al.⁷⁾の提案式では約6割、Hardijito et al.⁸⁾では約8割となる。また、実用的なヤング係数評価

式は提案されていない。

著者らは、2011年の東日本大震災発生以降石炭火力の発電割合の増加に伴い排出量が増加したFAの有効利用を図る手段として、FAをベースとしたGPCの研究を進めている⁹⁾。日本国内におけるGPCの実用化事例としては土木分野でいくつかあるが¹⁰⁾、世界に目を拡げてみても実用化された事例は限られている。FAをベースとしたGPCの鉄筋との付着特性は、OPCと同等以上との報告もあり¹¹⁾、GPCを鉄筋コンクリート(RC)部材として用いることができれば持続可能な社会へのさらなる貢献が可能となるが、RC部材としての研究が少ないため現時点ではGPCを構造部材として利用することに対する展望が開けているとは言い難い。また、RC部材としての基本的な力学性状が把握されているとは言えず、設計に必要な情報は整備されていない¹²⁾。

FAをベースとしたGPCで構造部材を製作した場合、ヤング係数が低いとOPCよりも変形が大きくなるという懸念がある。佐川らが実施した鉄筋GPC梁の曲げ実験¹³⁾では圧縮強度が同程度のOPCで作製したRC梁と比較した場合、FAをベースとした鉄筋GPC梁の方が載荷初期から曲げ降伏点までの変形は大きくなって

¹⁾ 電力中央研究所サステナブルシステム研究本部
主任研究員・修士(工学) /
(京都大学大学院工学研究科建築学専攻博士後期課程)
²⁾ 京都大学大学院工学研究科建築学専攻 教授・博士(工学)

Research Engineer, Central Research Institute of Electric Power Industry, M.Eng.

Prof., Dept. of Architecture and Architectural Eng., Kyoto Univ., Dr.Eng.

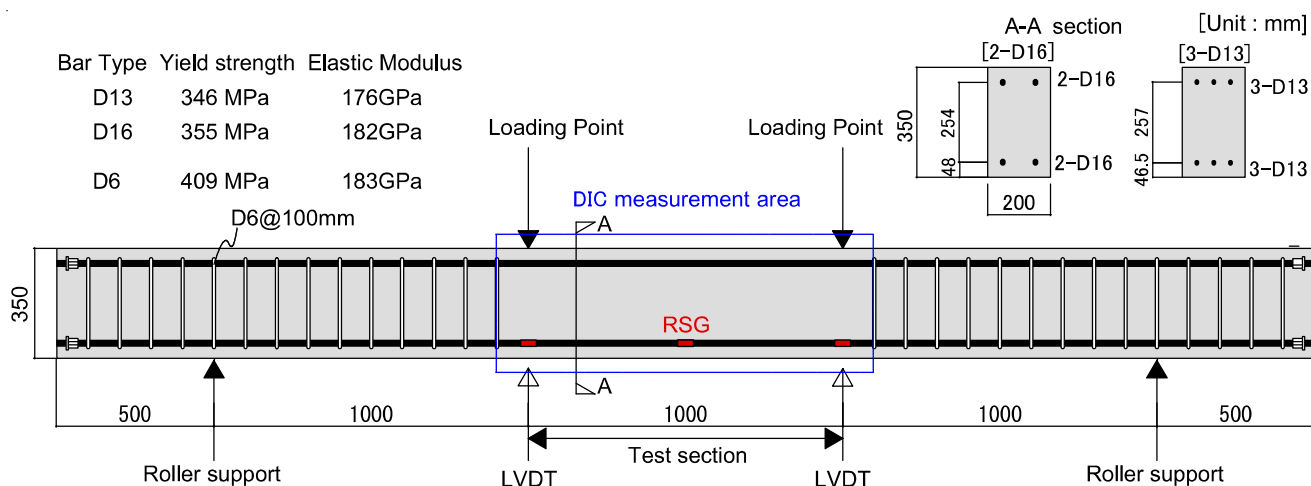


Fig. 1 Detail of reinforced concrete beam specimen

いる。また、ヤング係数が低いコンクリートとして、軽量コンクリートを用いた曲げ部材に対する井形らの研究においても、普通骨材を使用して作製した RC 梁と比較すると載荷初期から曲げ降伏点までの変形が大きくなっている¹⁴⁾。

本研究の目的は、FA をベースとした GPC で作る RC 部材の曲げを受ける構造部材への適用性を検証することである。はじめに、鉄筋 GPC 梁の 4 点曲げ載荷実験を行いその力学性状を把握し、さらに OPC で作製した RC 梁の力学性状と比較検証を行う。また、許容応力度等計算の際に参照される RC 規準¹⁵⁾の評価式を用いて、鉄筋 GPC 梁の曲げ降伏強度点までの復元力特性およびひび割れ幅の予測を行い、その適用性について検討を行う。

なお、これ以降、鉄筋 GPC 梁を単に GPC 梁、OPC を用いた RC 梁を単に OPC 梁と称する。

2. 梁の 4 点曲げ載荷試験

2.1 試験体

Fig.1 に示すように試験体は幅 200mm、高さ 350mm の長方形断面を持つ長さ 4000mm の GPC 梁試験体である。実験変数は、コンクリートの強度レベルが梁の力学挙動に与える影響を検討するため圧縮強度、さらにひび割れ性状に与える影響を検討するため鉄筋径と鉄筋本数の組み合わせとした。引張鉄筋比はいずれの組み合わせにおいても同一であり、終局状態に対する釣合い鉄筋比以下である。設計上の曲げ耐力は同じであるが、鉄筋径と本数の組み合わせがひび割れ性状に与える影響を検討する。なお、この釣合い鉄筋比とは圧縮鉄筋を除いた値である。また、GPC 梁の比較対象として同様の

実験変数を有する OPC 梁を製作した。試験体数は GPC 梁が 4 体、OPC 梁が 4 体の合計 8 体である。Table 1 に試験体一覧を示す。

試験区間は試験体中央から左右に 500mm の区間であり、曲げひび割れの発生位置に影響を及ぼすことを防ぐために試験区間にせん断補強筋は配置していない。試験区間外にはせん断破壊を防ぐためにフープ筋を配筋した。なお、本実験では実際の配筋に近づけるため、引張鉄筋と同量の圧縮鉄筋を配筋した。

2.2 GPC の調合と試験体製作

本研究では GPC の粉体として FA、BFS、シリカフェーム(SF)の 3 種類を使用している。各粉体の組成を Table 2 に示す。既往の GPC の研究ではアルカリ活性剤に水ガラスを用いた例が多いが、本研究

Table 1 Test variables

Specimen	Concrete Type	f_c (MPa)	Reinforcing bar	p_t (%)
GPC-fc23-2D16	GPC	23	2-D16(SD295)	0.65%
GPC-fc39-2D16		39		
GPC-fc23-3D13		23	3-D13(SD295)	
GPC-fc39-3D13		39		
OPC-fc34-2D16	OPC	34	2-D16(SD295)	
OPC-fc51-2D16		51		
OPC-fc34-3D13		34	3-D13(SD295)	
OPC-fc51-3D13		51		

f_c : Compressive strength of concrete, p_t : tensile reinforcement ratio

Table 2 Physical properties and chemical compositions of the materials

	Density	Blaine	Chemical Composition (%)								
	g/cm ³	g/cm ³	Ig. Loss	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃	Na ₂ O	K ₂ O
FA	2.18	4070	3.65	60.4	20.4	2.66	1.14	0.54	0.01	0.14	1.13
BFS	2.92	3670	-2.15	36.5	12.9	0.16	42.2	6.38	0.01	0.15	0.32
SF	2.20	-	-	96.5	0.51	0.12	0.18	0.41	0.35	-	-

Table 3 Mixture properties of GPC

Design Compressive strength	W/P	s/a	FA	BFS	SF	Water	NaOH	Coarse aggregate	Fine aggregate
MPa	%	%	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³
30	34.0	46.0	360	128	26	174	38	733	864
50	32.0					166	68		

W/P is water powder ratio by weight and s/a is sand-to-total aggregate ratio by volume

Table 4 Mixture properties of OPC

Design Compressive strength	W/C	s/a	Cement	Water	Coarse aggregate	Fine aggregate
MPa	%	%	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ³
30	56.0	44.3	349	195	950	745
50	45.0	44.8	418	188		757

W/C is water cement ratio by weight

では NaOH のみを用いている。GPC の調合表を Table 3 に、OPC の調合表を Table 4 に示す。GPC 梁の打設には鋼製型枠を用い、打設後 85℃で 12 時間の蒸気養生を行った。

2.3 載荷方法

本実験では、鋼製の載荷梁を介して 1000kN 油圧ジャッキ 1 本により、試験区間である等曲げモーメント区間の長さを 1000mm とした 4 点曲げ載荷を行った。梁の変形が片方の載荷点に偏ることを防ぐために、支承は両端とも回転を許容するローラー支承とした。載荷は荷重が頭打ちとなり部材の明確な降伏を確認するまで変位制御により実施した。なお、部材降伏までに複数回に渡り 3.3 節で述べる長期許容曲げモーメントまで除荷を行い、残留変形を計測したが、本報告では対象外とする。

2.4 計測項目と計測方法

本実験における計測項目は、ジャッキ荷重、試験体たわみ、鉄筋ひずみ、ひび割れ幅である。ジャッキ荷重はロードセルを、試験体たわみは接触式変位計(図中では、LVDT)を、鉄筋ひずみは電気抵抗線ひずみゲージ(以降、ひずみゲージ、図中では RSG)を、ひび割れ幅は画像相関法(以降、DIC)を用いて計測した。試験体たわみおよび鉄筋ひずみの計測位置は Fig.1 に示した。

DIC の計測対象区間はスパン中央から左右に 600mm の区間であり、計測には非接触三次元変位・ひずみ測定システム ARAMIS[®]を用いた。この測定システムは 2 台の CCD カメラ用いてステレオ式で三次元的に試験体表面の変化を測定するものである。CCD カメラの画素数は 400 万画素である。DIC の精度向上のため、測定対象区間の撮影面に対して、アクリルスプレーでランダム模様を施した。

3. 実験結果

3.1 GPC のヤング係数と引張強度

Table 5 にコンクリートの材料試験結果を示す。コンクリートの曲げ強度は JIS A 1106:2018 に準拠し実施した実験から得た結果である。Table 5 に示すように、GPC は目標強度より圧縮強度が低かった。これは打設を冬季に実施したことにより、材料温度が低くなったことが原因の一つと考えられる。

まず、GPC のヤング係数に着目すると、圧縮強度 39MPa の GPC

のヤング係数は圧縮強度 34MPa の OPC よりも 25%小さく、GPC のヤング係数は既往の研究⁹⁾で報告されたとおり OPC と比して小さかった。ゆえに、GPC の鉄筋に対する実ヤング係数比は OPC よりも高くなる。なお、ヤング係数比を算出するにあたり鉄筋のヤング係数には D13 鉄筋と D16 鉄筋のヤング係数の平均値を用いた。

次に、GPC の引張強度に着目すると、圧縮強度 39MPa の GPC の割裂引張および曲げ引張強度は、圧縮強度が約 12MPa 高い OPC と同程度であった。コンクリートの割裂引張強度および曲げ引張強度は圧縮強度の関数で表現されることが多く、Table 5 には圧縮強度の平方根と割裂引張強度および曲げ引張強度の関係を示した。引張強度と圧縮強度を関連付ける係数は、圧縮強度 39MPa の GPC は、割裂引張強度で 14%、曲げ引張強度で 18~22%、OPC よりも大きかった。一方で、圧縮強度 23MPa の GPC では OPC と同程度であったが、FA ベースの GPC の引張強度は OPC より高い報告例¹⁷⁾もあり、今後のデータの充実が必要である。

3.2 曲げモーメント-たわみ関係

Fig.2 に梁の曲げモーメント-たわみ関係を示す。2.3 節で述べたように、本実験では部材降伏までに複数回長期許容曲げモーメント

Table 5 Mechanical properties of concretes

Concrete type	GPC		OPC	
f_D (MPa)	30.0	50.0	30.0	50.0
f_c (MPa)	23.2	39.3	34.1	51.2
E_c (GPa)	16.5	21.8	29.0	33.6
f_{sp} (MPa)	2.12	3.08	2.50	3.08
f_b (MPa)	3.67	5.91	4.49	5.70
E_s/E_c	11.0	8.40	6.30	5.40
$f_{sp}/\sqrt{f_c}$	0.44	0.49	0.43	0.43
$f_b/\sqrt{f_c}$	0.76	0.94	0.77	0.80

f_D : Design compressive strength, f_c : Compressive strength, E_c : Modulus of elasticity, f_{sp} : splitting tensile strength, f_b : flexural tensile strength, E_s : $=1.79 \times 10^5$ MPa, Modulus of elasticity of reinforcing bar

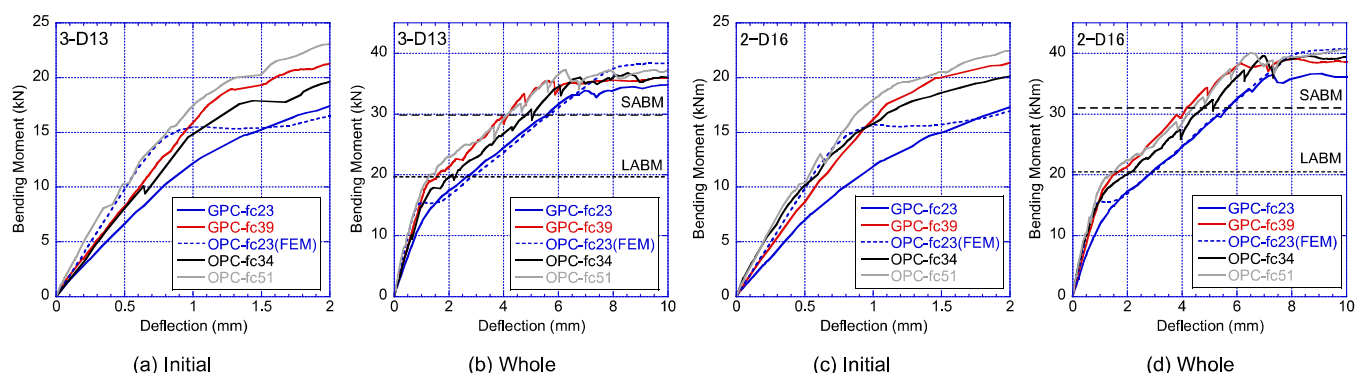


Fig. 2 Bending moment-deflection relationships

LABM: Bending moment based on long-term allowable stress, SABM: Bending moment based on short-term allowable stress

Table 6 Characteristic points on bending moment – deflection curves

Specimen	f_{sp}	E_c	K_e	M_{cr}	δ_{cr}	K_2	M_y	δ_y	K_y	α
	MPa	GPa								
GPC-fc23-2D16	2.12	16.5	14.1	12.1	1.0	3.9	36.4	7.3	5.0	0.35
GPC-fc39-2D16	3.08	21.8	18.1	17.6	1.1	4.2	38.3	6.2	6.2	0.34
OPC-fc34-2D16	2.50	29.0	24.4	15.1	0.9	4.0	39.6	7.0	5.7	0.23
OPC-fc51-2D16	3.08	33.6	25.2	15.2	0.8	4.1	39.9	6.7	6.0	0.24
GPC-fc23-3D13	2.12	16.5	13.7	12.7	1.1	3.6	33.9	7.0	4.9	0.35
GPC-fc39-3D13	3.08	21.8	17.4	18.1	1.2	3.6	35.3	5.8	6.0	0.35
OPC-fc34-3D13	2.50	29.0	16.4	14.8	1.0	3.6	36.0	6.8	5.3	0.32
OPC-fc51-3D13	3.08	33.6	24.6	17.5	1.0	3.8	37.2	6.3	5.9	0.24

K_e : initial stiffness, M_{cr} : cracking moment, δ_{cr} : cracking deflection, $K_2 = (M_y - M_{cr})/(\delta_y - \delta_{cr})$, M_y : yield moment δ_y : yield deflection,

K_y : yielding stiffness, $\alpha = K_y/K_e$

まで除荷を行ったが、Fig.2 は包絡線を示す。たわみは載荷点直下で計測した 2 箇所の変位の平均値である。図中の破線は圧縮強度 23MPa の GPC 梁と比較するために FEM 解析より得た圧縮強度 23MPa の OPC 梁の解析結果である。この FEM 解析の詳細については 5 章で述べる。なお、OPC-fc34-3D13 試験体は、曲げモーメントが 8kNm に達した段階で載荷装置の不具合が発生したため、除荷し、載荷装置を組み直し改めて載荷をやり直した試験体である。なお、この載荷のやり直しに影響を受けると考えられるデータについては、以降の表ではグレーの塗りつぶしを行っている。

GPC 梁、OPC 梁はいずれの試験体も、たわみが 1mm 程度に達したときに曲げひび割れの発生に起因して部材の剛性が低下し、その後たわみが約 6~8mm に達した段階で曲げモーメントが頭打ちとなり部材の降伏が確認された。曲げモーメント-たわみ関係の概形には、GPC 梁と OPC 梁の間に明確な違いは確認されなかった。また、引張鉄筋比が同じであるため、鉄筋径と鉄筋本数の組み合わせの違いによる差も大きくは確認されなかった。

各梁試験体の曲げひび割れ点および曲げ降伏点に関連する情報を Table 6 に示す。実験における初期剛性は、原点と曲げモーメントが 5kNm の点との割線剛性とした。曲げひび割れ点と曲げ降伏点は、それぞれグラフの傾きが明らかに変化したときの値とした。曲げ降伏時剛性は、原点と曲げ降伏点との割線剛性である。また、 K_2 は曲げひび割れ点と曲げ降伏点の割線剛性である。

まず、曲げひび割れ点の特性に着目すると、GPC 梁の初期剛性は、OPC 梁の初期剛性より低いことが明らかである。これは GPC のヤング係数が OPC より小さいためである。なお、OPC-fc34-3D13 試験体の初期剛性が他の OPC 梁より低いのは、先述のように載荷をやり直した影響によるものである。

圧縮強度 39MPa の GPC 梁の曲げひび割れ強度は、圧縮強度 34MPa の OPC 梁より D13 鉄筋を用いた場合では 22%、D16 鉄筋を用いた場合は 17%高かった。また、圧縮強度 51MPa の OPC 梁の曲げひび割れ強度を下回ることはなかった。これは Table 5 に示したとおり GPC は OPC よりも圧縮強度に対して得られる曲げ引張強度が大きいことが影響している。本研究に用いた GPC で製作した圧縮強度が 39MPa の梁は、圧縮強度が同程度の OPC で製作された梁よりも高い曲げひび割れ強度を有するという特徴があることが確認された。

次に、GPC 梁の曲げひび割れ点から曲げ降伏点の割線剛性は、OPC 梁と同程度であり、ここにコンクリートの材料特性の違いによる影響は確認されなかった。

最後に、梁の曲げ降伏点に着目すると、GPC 梁の曲げ降伏強度は OPC 梁と同程度であった。これは、梁の曲げ降伏強度には引張鉄筋が支配的であり、さらに本実験では断面に引張鉄筋と同量の圧縮鉄筋が配置されているためコンクリートの影響が表れにくいからである。一方で、曲げ降伏時たわみにはコンクリートの種類による違い

Table 7 Properties at bending moments based on long/short-term allowable stresses

Specimen	δ		n_{cr}		$l_{av.}$		$W_{av.}$		W_{max}	
	mm				mm		mm		mm	
	Long	Short	Long	Short	Long	Short	Long	Short	Long	Short
GPC-fc23-2D16	2.9	5.7	5	5	194	194	0.13	0.27	0.17	0.33
GPC-fc39-2D16	1.7	4.1	3	5	394	200	0.11	0.23	0.14	0.27
OPC-fc34-2D16	2.2	4.7	5	7	190	152	0.12	0.19	0.18	0.39
OPC-fc51-2D16	1.5	4.4	5	7	212	130	0.07	0.24	0.10	0.39
GPC-fc23-3D13	2.6	5.6	5	8	220	128	0.08	0.12	0.10	0.18
GPC-fc39-3D13	1.6	4.2	6	6	195	195	0.12	0.20	0.19	0.29
OPC-fc34-3D13	2.0	4.8	7	7	151	151	0.06	0.20	0.11	0.22
OPC-fc51-3D13	1.3	4.1	6	6	179	179	0.08	0.23	0.13	0.27

δ : deflection, n_{cr} : number of cracks, $l_{av.}$: average crack space $W_{av.}$: average crack width, W_{max} : maximum crack width

が確認される。圧縮強度 39MPa の GPC 梁の曲げ降伏時たわみは、同じ引張鉄筋を有し、コンクリート圧縮強度が 12MPa 大きい OPC-fc51 試験体と同程度であると同時に、同じ引張鉄筋を有し、圧縮強度が同程度である OPC-fc34 試験体よりも小さい。つまり、GPC 梁の曲げ降伏時たわみは、初期剛性が OPC 梁よりも小さいにも関わらず、OPC 梁よりも小さくなる場合があることが本実験から明らかになった。また、GPC 梁の曲げ降伏時剛性は、OPC 梁と同程度の値となった。しかしながら、初期剛性に対する曲げ降伏時剛性の比で表される剛性低下率 α は、OPC-fc34-3D13 試験体を除いた 3 体の OPC 梁の平均値に対する GPC 梁 4 体の平均値の比は 0.6 となり、GPC 梁と OPC 梁で違いが確認された。

3.3 許容曲げモーメント作用時の部材の性能

本節では、許容曲げモーメント作用時の GPC 梁の性能について考察を行う。評価する項目はたわみとひび割れ本数、ひび割れ間隔、ひび割れ幅とした。Table 7 に長期および短期許容曲げモーメント作用時のたわみとひび割れ幅を示す。本研究では、実験で得られた曲げモーメント-たわみ関係と RC 規準の許容曲げモーメント計算値とが交差する点のたわみを許容曲げモーメント作用時のたわみと定義した。また、ひび割れ本数、ひび割れ間隔およびひび割れ幅は短期許容曲げモーメント作用時の荷重に最も近い荷重で計測された値とした。よってたわみを決定した荷重とひび割れに関するデータが得られた荷重は厳密には同一ではない。

先に示した Fig.2 では曲げモーメント-たわみ関係に、長期および短期許容曲げモーメントの計算値が図示されている。本実験に用いた梁の引張鉄筋比は釣合い鉄筋比以下であるため、長期および短期許容曲げモーメントは RC 規準に従い以下の(1)式で算出した。

$$M = a_t f_t \frac{7}{8} d \quad (1)$$

ここで、 M :許容曲げモーメント、 a_t :引張鉄筋総断面積、 f_t :引張鉄筋の許容引張応力度、 d :鉄筋の有効せいである。

許容曲げモーメントの算出に用いた鉄筋の許容応力度は、鋼種が同じであるため鉄筋径で違いはなく、長期が 195MPa、短期が 295MPa である。

Table 7 のひび割れ幅は引張鉄筋位置のひび割れ幅であり、DIC から算出した値である。DIC では、測定点と周囲の点の変位情報が

ら周囲の点の領域の平均的なひずみが求まり、その平均化する長さに関するパラメータとして参照長さがあり、本実験では 13mm である。参照長さはひずみを算出する際に基準となる長さであり、DIC によるひび割れ幅は、この参照長さに主引張ひずみを乗じて算出された値である。

(1) 長期許容曲げモーメント作用時

まず、GPC-fc39 梁のたわみは、D13、D16 いずれの鉄筋を用いた試験体においても、コンクリート圧縮強度がおおむね等しい OPC-fc34 梁と比較すると僅かであるが小さい。これは GPC-fc39 梁の方が OPC-fc34 梁よりもコンクリートの引張強度が高いことに起因する。GPC はヤング係数が低いため部材としての初期剛性は低いが、OPC よりも引張強度が高いため、長期許容曲げモーメント作用時のたわみは OPC 梁と比べて特段過大になることはなかった。GPC-fc23 梁は、同程度の圧縮強度を持つ OPC 梁の実験結果がないため、明確な比較対象は存在しないが、長期許容曲げモーメント作用時のたわみは FEM 解析とおおむね同じであるため、特段過大なたわみが発生したとは判断されない。

次に、ひび割れの本数に着目する。GPC 梁のひび割れ本数は、D13 および D16 いずれの鉄筋を用いた場合においても OPC 梁よりも少ないケースがあるが、この荷重レベルでは新たな曲げひび割れが発生しない定常状態に至っていないこと、およびひび割れ本数は実験においてバラつきがあることに鑑みて、OPC 梁と同程度であると判断される。ひび割れ本数を用いて算出される平均ひび割れ間隔も同様の結果である。

最後に、平均ひび割れ幅、最大ひび割れ幅を比較する。Table 7 から明らかなように、GPC 梁の平均および最大ひび割れ幅は OPC 梁と比べて過大とはなっておらず、有意な差は確認されなかった。以上のように、長期許容曲げモーメントが作用した際の GPC 梁の性能が OPC 梁より劣ることはなかった。

(2) 短期許容曲げモーメント作用時

まず、GPC 梁のたわみは、長期許容曲げモーメント時と同様に OPC 梁との間に明確な違いは確認されなかった。

次に、ひび割れ本数に着目する。この荷重レベルではひび割れ本数は定常状態に達しているが、実験のバラつきの範囲を超えるような明確な違いは確認されなかった。平均ひび割れ間隔についても同

様の傾向を有する。

最後に、ひび割れ幅に着目すると、長期許容曲げモーメント作用時と同様に、GPC 梁の平均および最大ひび割れ幅は OPC 梁と比べて過大とはなっておらず有意な差は確認されなかった。

以上のように、短期許容曲げモーメントが作用した際の GPC 梁の曲げ性能は長期許容曲げモーメント作用時と同様に、OPC 梁と明確な違いはなく OPC 梁よりも劣ることはなかった。3.2 節で述べたように曲げ降伏点までの曲げモーメント—たわみ関係に問題となる事象も確認されていないため、以上を踏まえると許容応力度計算の範囲において、GPC 梁は曲げを受ける構造部材として適用性があると判断される。

4. 設計式による性能評価

前章で、GPC は曲げ部材として適用できることを述べた。本章では、許容応力度等計算などの構造計算において部材のモデル化を行う際に考慮する必要がある項目について、RC 規準の計算手法の GPC 梁に対する適用性を検証する。さらに、性能評価型設計を行う際に検討項目の一つとなるひび割れ幅制御に必要なひび割れ幅評価手法に対しても、RC 規準の計算方法の適用性を検証する。

4.1 曲げ降伏点以前の復元力特性

(1) 曲げひび割れ点

Table 8 に梁の曲げひび割れ点の計算値および実験値との比較結果を示す。梁の初期剛性、曲げひび割れ強度、曲げひび割れ強度時たわみを RC 規準に準拠して算出した。各値の計算式は以下である。

$$K_e = \frac{1}{\frac{1}{K_b} + \frac{1}{K_s}} \quad (2)$$

$$M_{cr} = f_b Z_e \quad (3)$$

$$\delta_{cr} = \frac{M_{cr}}{K_e} \quad (4)$$

ここで、 K_b : 梁の初期剛性、 K_b : 梁の曲げ剛性、 K_s : 梁のせん断剛性、 M_{cr} : 梁の曲げひび割れ強度、 f_b : コンクリートの曲げ引張強度、 Z_e : 鉄筋を考慮した断面係数、 δ_{cr} : 梁の曲げひび割れ強度時たわみである。梁の初期剛性を算出するにあたり、断面二次モーメントには鉄筋を考慮した等価断面二次モーメントを、コンクリートと鉄筋のヤング係数には実験値を用いた。本研究に用いた GPC のポアソン比は OPC と同程度であるため⁹⁾、ポアソン比はコンクリート種類によらず 0.2 を用いた。また、梁の曲げひび割れ強度 f_b は以下の式により算出した。

$$f_b = 0.56\sqrt{f_c} \quad (5)$$

Table 8 から、RC 規準記載の計算方法は GPC 梁の初期剛性、曲げひび割れ強度、曲げひび割れ強度時たわみを OPC 梁と同等の精度で算出可能であり、十分な適用性を有していることがわかる。

(2) 曲げ降伏点

Table 9 に梁の曲げ降伏点の計算値および実験値との比較結果を示す。各値の算出方法を以下に示す。

$$M_y = a_t f_y \frac{7}{8} d \quad (6)$$

$$\alpha = \left(0.043 + 1.64np_t + 0.043\frac{a}{d} + 0.33\eta_0 \right) \left(\frac{d}{D} \right)^2 \quad (7)$$

$$\delta_y = \frac{M_y}{\alpha K_e} \quad (8)$$

ここで、 M_y : 梁の曲げ降伏強度、 a_t : 鉄筋断面積、 f_y : 鉄筋降伏強度、 d : 有効せい、 α : 降伏時の剛性低下率、 n : ヤング係数比、 p_t : 引張鉄筋比、 $\frac{a}{d}$: せん断スパン比、 η_0 : 軸力比、 D : 梁せい、 δ_y : 梁の曲げ降伏強度時たわみである。(7)式はいわゆる菅野式¹⁸⁾である。菅野式の計算に必要なヤング係数比には材料試験の結果を用いた。

まず、梁の曲げ降伏強度の計算値は、GPC 梁の実験値の 98~103% であり、GPC 梁の曲げ降伏強度は RC 規準の式を用いることで精度良く算出可能である。

一方で、菅野式による剛性低下率の計算値は OPC 梁の剛性低下率が実験値の 66~73% になるのに対して、GPC 梁に対しては 52~57% になった。RC 規準の解説図 8.14 に示されているとおり、菅野式による剛性低下率の評価精度は、OPC を使った RC 部材の実験結果に対しておおむね±30%の範囲に収まる。よって、本実験で得られた OPC 梁の剛性低下率の評価結果は、菅野式が本来有している評価精度の範囲に収まっているといえる。しかしながら、GPC 梁に対してはそこからさらに約 10~20 ポイント過大評価となる。よって、RC 規準の剛性低下率の計算式をそのまま用いると、OPC 梁と同等の精度では GPC 梁の剛性低下率を評価できない。

梁の曲げ降伏時たわみは梁の曲げ降伏強度、初期剛性および剛性低下率の 3 つの計算値から算出される。よって、曲げ降伏時たわみは、各計算値の計算精度に影響を受けるが、結果として本実験では、

Table 8 Comparison of cracking points

Specimen	$K_{e,cal}$	$\frac{K_{e,cal}}{K_{e,exp}}$	$M_{cr,cal}$	$\frac{M_{cr,cal}}{M_{cr,exp}}$	$\delta_{cr,cal}$	$\frac{\delta_{cr,cal}}{\delta_{cr,exp}}$
	kN/mm		kNm		mm	
GPC-fc23-2D16	18.6	1.31	11.0	0.91	0.59	0.58
GPC-fc39-2D16	22.9	1.26	14.3	0.81	0.62	0.57
OPC-fc34-2D16	28.9	1.18	13.3	0.88	0.46	0.51
OPC-fc51-2D16	32.8	1.30	16.3	1.07	0.50	0.63
GPC-fc23-3D13	18.2	1.33	11.0	0.87	0.60	0.57
GPC-fc39-3D13	22.6	1.30	14.3	0.79	0.63	0.54
OPC-fc34-3D13	28.6	1.74	13.3	0.90	0.47	0.47
OPC-fc51-3D13	32.4	1.32	16.3	0.93	0.50	0.50

Table 9 Comparison of yielding points

Specimen	$M_{y,cal}$	$\frac{M_{y,cal}}{M_{y,exp}}$	α_{cal}	$\frac{\alpha_{cal}}{\alpha_{exp}}$	$\delta_{y,cal}$	$\frac{\delta_{y,cal}}{\delta_{y,exp}}$
	kNm				mm	
GPC-fc23-2D16	37.4	1.03	0.20	0.57	10.1	1.38
GPC-fc39-2D16		0.98	0.18	0.53	9.1	1.47
OPC-fc34-2D16		0.95	0.17	0.73	7.6	1.09
OPC-fc51-2D16		0.94	0.16	0.67	7.1	1.07
GPC-fc23-3D13	34.9	1.03	0.20	0.57	9.6	1.37
GPC-fc39-3D13		0.99	0.18	0.52	8.6	1.47
OPC-fc34-3D13		0.97	0.17	0.53	7.2	1.06
OPC-fc51-3D13		0.94	0.16	0.66	6.7	1.07

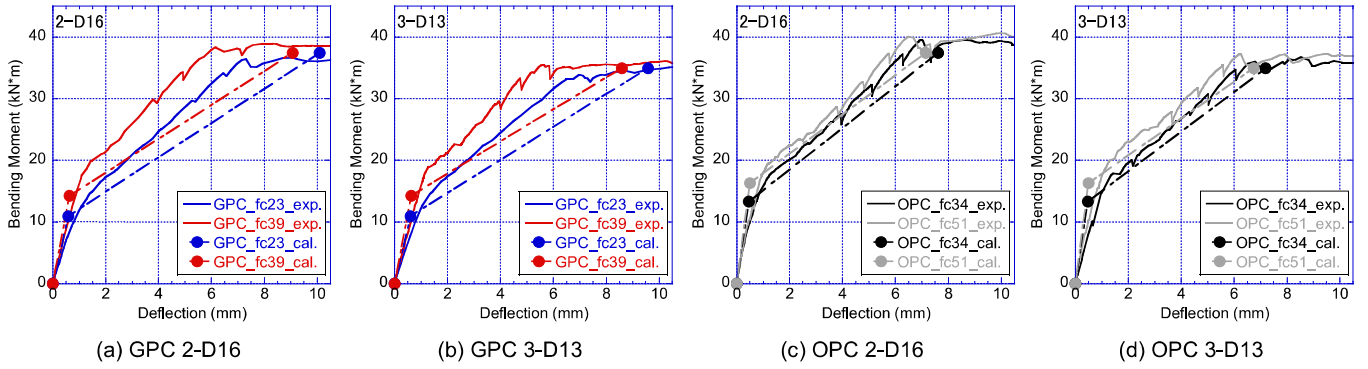


Fig. 3 Comparison of estimated and observed responses

OPC 梁に対しては精度のよい評価となっている。一方、GPC 梁に対しては、最大で 1.47 倍という過大評価となる。計算で求めた梁の復元力特性を Fig.3 に示す。同図からも計算値は GPC 梁の曲げ降伏時たわみを過大評価していることが読み取れる。

菅野式は OPC を使用した多くの RC 部材の実験結果に基づく実験式である。前章で述べたように、GPC 梁に対して、OPC による RC 部材と同様の評価精度を得るためには菅野式を修正する必要がある。(7)式のなかで、コンクリートの材料特性が影響を及ぼすのは第二項のヤング係数比 n のみであるため、GPC 梁に対する菅野式の評価精度を向上させるには、この第二項の係数の修正が必要である。よって、ここでは GPC 梁の曲げ降伏時たわみを精度良く評価するための試みとして菅野式の第二項の係数について検討する。この検討では曲げ降伏時たわみの算出にあたり、剛性低下率以外の項目の評価精度の影響を除外するため、算出に用いる梁の曲げ降伏強度および初期剛性には実験結果を用いることとした。実験で得られた GPC 梁試験体の曲げ降伏時たわみと評価誤差が 1%以下となる菅野式第二項の係数を収束計算により算出した。その結果は、GPC-fc23-2D16 試験体が 3.19、GPC-fc23-3D13 試験体が 3.59、GPC-fc39-2D16 試験体が 3.58、GPC-fc39-3D13 試験体が 3.98 であり、その平均値は 3.59 であった。この値は、菅野式の元の係数である 1.64 の約 2.2 倍に相当する。以上のように菅野式第二項の係数を修正することで GPC 梁の曲げ降伏時たわみの評価精度を向上させること

が可能であるが、本研究では検討数が限定されている。一般的に適用できる値を得るには今後のデータの拡充が必要である。

4.2 ひび割れ幅

本節では、RC 規準によるひび割れ幅評価手法の GPC 梁に対する適応性を検討する。

RC 規準では付録 7 において、長期荷重時における鉄筋位置のひび割れ幅の評価を以下の式で行っている。

$$W_{max} = 1.5W_{ave} \quad (10)$$

$$W_{ave} = l_{ave}\varepsilon_{ave} + l_{ave}\varepsilon_{sh} \quad (11)$$

ここで、 W_{max} :最大ひびわれ幅、 W_{ave} :平均ひび割れ幅、 l_{ave} :平均ひび割れ間隔、 ε_{ave} :平均鉄筋ひずみ、 ε_{sh} :乾燥収縮ひずみである。

ここで計算の方針を述べる。RC 規準は長期荷重時のひび割れ幅の評価法としているが、その評価時の仮定条件はひび割れ定常状態かつ鉄筋弾性状態である。本実験において長期許容曲げモーメントが作用した時、鉄筋は弾性であるがひび割れは定常状態に達していなかったため、その 2つの条件を満たす短期許容曲げモーメント作用時の実験結果と比較することで適用性を検証することとした。RC 規準の計算式には乾燥収縮ひずみの項が存在するが、これは曲げひび割れ発生後におけるひび割れ間のコンクリートの乾燥収縮によるひび割れ幅増加を考慮するものである。本研究では瞬時たわみを比較対象としており、かつ載荷は 3 時間以内で行われたため、本実験に対する曲げひび割れ後の乾燥収縮によるひび割れ幅増加の影響は

Table 10 Comparison of crack properties between calculation and test results

Specimen	$\varepsilon_{ave,exp}$	Average crack spacing			Average crack width			Maximum crack width		
		exp.	cal.	$\frac{cal.}{exp.}$	exp.	cal.	$\frac{cal.}{exp.}$	exp.	cal.	$\frac{cal.}{exp.}$
		μ	mm		mm	mm		mm	mm	
GPC-fc23-2D16	1374	194	171	0.88	0.27	0.23	0.85	0.33	0.35	1.07
GPC-fc39-2D16	1318	200		0.85	0.23	0.22	0.97	0.27	0.34	1.24
OPC-fc34-2D16	1237	152		1.12	0.19	0.21	1.08	0.39	0.32	0.81
OPC-fc51-2D16	1064	130		1.31	0.24	0.18	0.76	0.39	0.27	0.70
GPC-fc23-3D13	941	128	147	1.15	0.12	0.14	1.11	0.18	0.21	1.14
GPC-fc39-3D13	1224	195		0.75	0.20	0.18	0.90	0.29	0.27	0.94
OPC-fc34-3D13	1429	151		0.97	0.20	0.21	1.04	0.22	0.32	1.41
OPC-fc51-3D13	1363	179		0.82	0.23	0.20	0.88	0.27	0.30	1.11

ε_{ave} is average of tensile reinforcing bar strain

極めて小さいと判断し、計算では考慮していない。また、平均ひび割れ幅計算値の算出に必要な平均ひび割れ間隔は RC 規準に準じ、平均鉄筋ひずみは試験区間内の 3 箇所を設置したひずみゲージの値の平均値を用いた。平均ひび割れ間隔の算出方法に関しては RC 規準を参照されたい。

Table 10 に短期許容曲げモーメント作用時のひび割れ幅の実験値と計算値の比較を示す。まず、RC 規準による平均ひび割れ間隔計算値は、GPC 梁の平均ひび割れ間隔実験値を下回ったケースが多い。平均ひび割れ間隔が大きいくほど、計算式はひび割れ幅を大きく見積もる。RC 規準の GPC に対する評価精度は-25%~15%であり、これは OPC 梁の-18%~31%とおおむね同等であった。実験のばらつきを考慮すると RC 規準の方法によるひび割れ間隔の GPC 梁に対する評価精度は、設計上特段の問題があるとは考えられない。

次に、平均ひび割れ幅の評価結果に着目すると、RC 規準は GPC 梁に対して-15%~11%、OPC 梁に対して-24%~8%となり、おおむね同等の精度の計算結果を与えている。

最後に、RC 規準による最大ひび割れ幅の評価精度は、OPC 梁が-30%~41%であるのに対して、GPC 梁は-6%~24%であり、本実験に関しては GPC 梁の方が実験値に近い計算結果となった。よって、GPC 梁に対しても RC 規準にあるように最大ひび割れ幅は平均ひび割れ幅の 1.5 倍で算出しても設計上問題はないと考えられる。

これまでに、ひび割れに関する計算結果と実験結果を詳細に比較してきたが、ひび割れ性状については実験ごとのばらつきが大きいことがよく知られている¹⁹⁾。また OPC 梁と同等におおむね±30%の精度で評価可能であったことを考慮すると、RC 規準によるひび割れ評価手法は設計上問題ない精度を有しており、GPC 梁に対して適用可能であると考えられる。

5. GPC 梁の曲げ挙動に関する FEM 解析

本実験において GPC 梁は、載荷初期ではコンクリートのヤング係数の低さに起因して OPC 梁よりたわみが大きくなったが、ひび割れ発生以降の長期および短期許容曲げモーメント作用時のたわみは OPC 梁よりもむしろ小さくなる傾向があるという特徴を有していた。また、梁の初期剛性に対する曲げ降伏時剛性の比で定義される剛性低下率は、GPC 梁の方が OPC 梁より大きいという結果が得られた。GPC と OPC の大きな違いは、圧縮強度に対するヤング係数の関係および圧縮強度に対する引張強度の関係である。実験では検討数が少なかったこの二つの材料特性値が梁の曲げ挙動に与える影響についてさらに考察を加えるため、RC 梁の三次元非線形 FEM 解析を行った。FEM 解析には FINAL/v11²⁰⁾を用いた。本章は 3 節で構成される。5.1 節は実験の再現解析による解析モデルの妥当性検証、5.2 節は圧縮鉄筋が梁曲げ降伏以前の挙動に与える影響の検討、5.3 節はヤング係数と引張強度の組み合わせの影響を検討するパラメトリックスタディである。

5.1 実験の再現解析

解析モデル概要を Fig.4 に示す。解析対象は Fig.1 に示した圧縮および引張鉄筋に 2-D16 を用いた梁試験体である。対称性を考慮して、材軸方向に半分の 1/2 対称モデルとした。コンクリートは 6 面体要素、鉄筋はトラス要素でモデル化し、鉄筋とコンクリート間には厚さゼロの付着要素を導入した。対称面では水平方向の移動を固

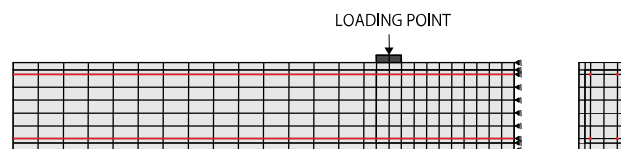
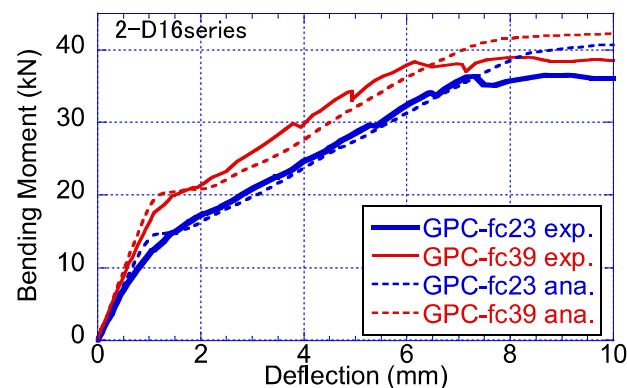
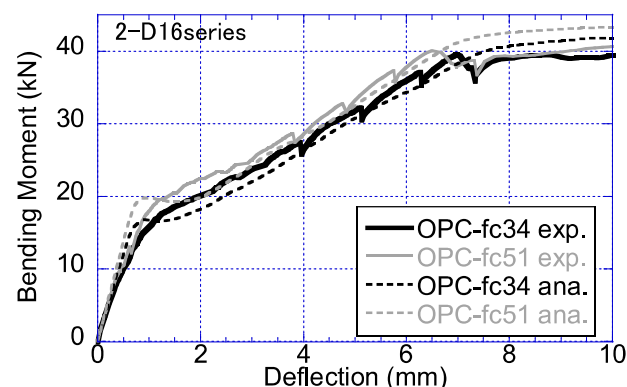


Fig. 4 Analytical Model



(a) GPC specimens



(b) OPC specimens

Fig.5 Comparison of analytical and experimental responses

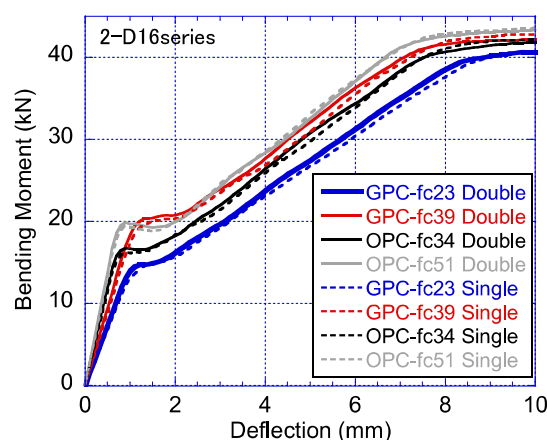


Fig.6 Effect of compressive reinforcement on moment-deflection relations

定し、鉛直方向の移動を自由とした。載荷位置と支持点の水平方向の移動は実験を模擬して自由とした。コンクリートの圧縮側の応力ひずみ関係には修正 Ahmad モデル²¹⁾を、ひび割れ後のせん断伝達特性は Al-Mahaidi モデル²²⁾を使用した。鉄筋には降伏点を折れ点とするバイリニア型のモデルを使用した。鉄筋の降伏後剛性は初期剛性の 1/100 とした。コンクリートと鉄筋間の付着すべりモデルは長沼らのモデル²³⁾とし、付着強度と付着強度時すべり量の値は fib Model Code 2010²⁴⁾に準拠した。解析における載荷は変位制御の単調載荷とした。

曲げモーメント-たわみ関係を Fig.5 に示す。解析は GPC、OPC 梁試験体ともに降伏強度を 1 割程度高めに評価しているが、曲げひび割れ強度やその後の挙動を概ね再現できており、本解析モデルの妥当性は十分にある。なお、解析結果が実験を上回った原因を特定することは困難であるが、解析と実験とにおける中立軸の差、および 6 面体要素の次数が一次であることなどが原因として考えられる。

5.2 圧縮鉄筋が梁の降伏以前の曲げ挙動に与える影響

3 章で示した載荷実験に用いた梁試験体は引張鉄筋と同量の圧縮鉄筋が配筋されており、GPC と OPC のコンクリートの種類の影響が表れにくい試験体となっていた可能性があった。Fig.4 に示した解析モデルから圧縮鉄筋を除外して解析を行い、圧縮鉄筋の影響を検討した。解析結果を Fig.6 に示す。同図から明らかなように、今回の実験に用いたいずれの試験体に対しても圧縮鉄筋の存在が梁の曲げ降伏以前の曲げ挙動に与える影響は少ないことがわかる。よって、3 章で示した載荷実験の結果に圧縮鉄筋が配筋されていたことの影響はほとんどない。

5.3 ヤング係数と引張強度が梁の曲げ挙動に与える影響

解析対称とした梁の諸元を Table 11 に示す。 $f_c30E_c30f_t2$ は OPC を想定したケースであり、本章では以下 OPC 想定試験体と称する。その他は GPC を想定したケースであり、OPC より小さいヤング係数を設定し(20GPa, 15GPa)、かつ引張強度の影響を検討するために、引張強度を OPC 想定試験体と等しい場合(2.0MPa)、小さい場合(1.0MPa)、大きい場合(3.0MPa)とした。解析結果を Fig.7 に示す。Fig.7 には、載荷実験時と同様に RC 規準に従い算出した許容曲げモーメントの計算値を併記した。Fig.7 からコンクリートの引張強度が OPC 想定試験体と同じ 2MPa で、ヤング係数が約 33%低い 20GPa のケースでは長期および短期曲げモーメント作用時のたわみがおおむね同程度となっているのに対して、ヤング係数が 50%低い 15GPa のケースではたわみが大きくなった。一方で、引張強度が OPC 想定試験体より高い 3MPa の場合は、ヤング係数が約 33%低いケースだけでなく、50%低いケースにおいても長期および短期曲げモーメント作用時のたわみは OPC 想定試験体よりも小さい。また、ヤング係数、引張強度ともに小さいケースでは、たわみは常に OPC 想定試験体より大きくなっており、1 章で述べた研究例^{13),14)}はこのケースに当たる。これまでの研究では、FA をベースとした GPC のヤング係数は低いことが注目を集めているが、上述の実験や解析結果からわかるように曲げ降伏点までのたわみの大きさはコンクリートの引張強度が大きな影響を及ぼす。コンクリートのヤング係数が低くても引張強度が同等以上であれば、許容応力度設計において評価する荷重作用時点では OPC で製作された RC 部材よりたわみが小さくなる場合がある。このようにたわみを制御する上で有

Table 11 Specimens for numerical analyses

Specimen	Compressive strength	Modulus of Elasticity	Uniaxial tensile strength
	MPa	GPa	MPa
$f_c30E_c30f_t2$	30.0	30.0	2.0
$f_c30E_c20f_t1$		20.0	1.0
$f_c30E_c20f_t2$			2.0
$f_c30E_c20f_t3$			3.0
$f_c30E_c15f_t2$	15.0	15.0	2.0
$f_c30E_c15f_t3$			3.0

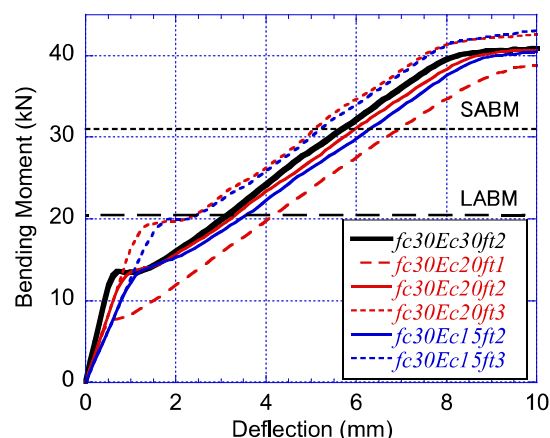


Fig.7 Analytical results of moment-deflection relations

利となる場合もあり得るため、今後 GPC を構造部材として適用を進める上では、ヤング係数だけではなく引張強度にも着目することが重要である。

6. 結論

曲げを受ける構造部材への GPC の適用性を評価するために行った載荷実験と FEM 解析から下記のような知見を得た。

- (1) コンクリートの圧縮強度が 39MPa の GPC 梁の曲げひび割れ強度は、圧縮強度が同程度の OPC 梁よりも 17~22%高かった。これは、本研究で用いた FA をベースとした圧縮強度 39MPa の GPC は OPC より 22%高い曲げ引張強度が得られたことと関係する。
- (2) OPC 梁と比較して、GPC 梁の曲げ降伏点までの曲げモーメント-たわみ関係に使用上問題となり得るような差異は確認されなかった。
- (3) 曲げひび割れが定常状態に達し、短期許容曲げモーメントが作用した際の、GPC 梁の曲げひび割れ本数、幅および間隔は OPC 梁と同等であり、RC 規準の算定方法で評価可能であることを明らかにした。
- (4) 許容曲げモーメント作用時の GPC 梁のたわみおよびひび割れ性状は OPC 梁と比べてほとんど変わらなかった。曲げ降伏点までの曲げモーメント-たわみ関係と合わせて判断すると、GPC 梁は曲げ部材として適用可能である。

- (5) GPC 梁の曲げひび割れ点，曲げ降伏点の評価に対する RC 標準の適用性を検証した。曲げ降伏時のたわみを除けば，RC 標準の評価式で OPC 梁と同等の精度で評価可能であることを明らかにした。
- (6) 菅野式による剛性低下率の GPC 梁に対する適用性は OPC 梁よりも低く，そのままでは GPC 梁の曲げ降伏時たわみを精度良く評価することはできなかった。しかしながら，菅野式のヤング係数比に係る項の係数を修正することで評価精度の向上が可能であることを示した。
- (7) GPC は OPC よりヤング係数が低いという特徴を有するが，GPC 梁の曲げひび割れ点から曲げ降伏点までの剛性は OPC 梁と同程度であり，コンクリートのヤング係数が及ぼす影響が小さいことが実験的および解析的に明らかとなった。
- (8) 梁の曲げひび割れ点から曲げ降伏点までの剛性にヤング係数が与える影響は小さいため，GPC 梁のひび割れ発生以降のたわみ量を決定する要因としてはコンクリートの引張強度の影響が大きい。

今後は，曲げ降伏点以降の挙動の把握とその評価法，許容応力度等計算に用いるヤング係数比の提案，GPC の引張強度の評価式の提案について検討する予定である。

謝辞

本研究の実験は，環境省の CO₂ 排出削減対策強化誘導型技術開発・実証事業「CO₂ 低排出型コンクリート製建設資材の製造技術高度化及び実用化実証」プロジェクトの一部として実施した。試験体の製作に関しては中川ヒューム管工業，電力中央研究所の山本武志上席研究員，菊地道生主任研究員にご協力を頂いた。実験実施にあたっては京都大学大学院工学研究科の野村昌弘技術職員，建築構法学講座の山田諒氏，竹下迪太郎氏，セレスの市川英治氏にご協力を頂いた。ここに謝意を記す。

参考文献

- 1) Hicks JK, Caldarone MA, Bescher E.: Opportunities from Alternative Cementitious Materials, Concrete Int., 37(4), pp.47-51, 2015.4
- 2) Ding Y, Dai JG, Shi CJ.: Mechanical properties of alkali-activated concrete: A state-of-the-art review, Construction and Building Materials, 127, pp.68-79, 2016.11
- 3) Yang, K. H., Cho, A. R., Song, J. K.: Effect of water-binder ratio on the mechanical properties of calcium hydroxide-based alkali-activated slag concrete, Construction and Building Materials, Vol.29, pp.504-511, 2012.4
- 4) Thomas, R. J., Peethamparan, S.: Alkali-activated concrete: Engineering properties and stress-strain behavior, Construction and Building Materials, Vol. 93, pp.49-56, 2015.9
- 5) Aiken TA, Kwasny J, Sha W.: Resistance of fly ash geopolymer binders to organic acids. Materials and Structures, 53:115, 2020.8
- 6) ACI Committee 318-19: Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary, 2019.
- 7) Noushini, A., Aslani, F., Castel, A., Gilbert, R. I., Uy, B., Foster, S.: Compressive stress-strain model for low-calcium fly ash-based geopolymer and heat-cured Portland cement concrete, Cement and Concrete Composites, Vol.73, pp.136-146, 2016.10
- 8) Hardjito, D., Wallah, S. E., Sumajouw, D. M. J., Rangan, B. V.: On the development of fly ash-based geopolymer concrete, ACI Materials Journal, Vol.101(6), pp.467-472, 2004.11
- 9) Shibayama A, Kikuchi M.: Compressive stress-strain behavior of a fly ash-based geopolymer concrete made without the use of water glass for alkali activation, Proceedings of the Fib Symposium 2019, pp.407-414, 2019.5
- 10) Ichimiya K., Hatanaka S., Atarashi D.: Current Situation and Future Prospect of Geopolymers, Concrete Journal. Vol.56(5), pp.409-414, 2018.5 (in Japanese)
- 11) Dahou, Z., Castel, A., Noushini, A.: Prediction of the steel-concrete bond strength from the compressive strength of Portland cement and geopolymer concretes, Construction and Building Materials, Vol.119, pp.329-342, 2016.8
- 12) Becker RJ, Holland TC, Malits FS.: Structural Concrete Using Alternative Cements, Concrete International, pp.39-44, 2019.6
- 13) Sagawa Y., Ota S., Goda H., Ohnishi S.: A Fundamental Study on Flexural Behavior of Geopolymer Concrete Beam, Proceedings of the Japan Concrete Institute, Vol.39, No.1, pp.2095-2100, 2017.7 (in Japanese)
- 14) Igata T., Murakami K., Takeda K., Matsuda M.: ULTIMATE BEHAVIORS IN FLEXURE OF RC BEAMS WITH ULTRA-LIGHTWEIGHT CONCRETE. Cement Science and Concrete Technology, Vol.72, No.1, pp.431-437, 2019.3 (in Japanese)
- 15) Architectural Institute of Japan: AIJ Standard for Structural Calculation of Reinforced Concrete Structures, 2010 (In Japanese)
- 16) Miyashita S.: ARAMIS: 3D Deformation Measuring System Based on Digital Image Correlation, Journal of Light Metal Welding, Vol.56, No.5, pp.28-31, 2018.5 (in Japanese)
- 17) Pan Z, Sanjayan JG, Rangan BV: Fracture properties of geopolymer paste and concrete, Magazine of Concrete Research. Vol.63, No.10, pp.763-771, 2011.10
- 18) Sugano S.: Studies on restoring-force characteristic of reinforced concrete members, Concrete Journal, Vol.11, No.2, pp.1-9, 1973.2 (in Japanese)
- 19) Brault A, Hoult NA: Distributed Reinforcement Strains: Measurement and Application, Strucural Journal, Vol.116, No.4, pp.115-127, 2019.7
- 20) ITOCHU Techno-Solutions Corporation: FINAL/V11, 2019 (in Japanese)
- 21) Naganuma K.: STRESS-STRAIN RELATIONSHIP FOR CONCRETE UNDER TRIAXIAL COMPRESSION, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.60, No.474, pp.163-170, 1995.8 (in Japanese)
- 22) Al-Mahaidi, R.S.H.: Nonlinear Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Deep Members, Report 79-1, Dep. of Structural Engineering, Cornell Univ., 1979.1
- 23) Naganuma K., Yonezawa K., Kurimoto O., Eto H.: SIMULATION OF NONLINEAR DYNAMIC RESPONSE OF REINFORCED CONCRETE SCALED MODEL USING THREE-DIMENSIONAL FINITE ELEMENT METHOD, 13th World Conference Earthque Engineering. No.586. 2004.8
- 24) Federation inetrnationale du beton:Fib Model code for Concrete Structures 2010, 2013.

FLEXURAL BEHAVIOR OF FLY-ASH BASED GEOPOLYMER CONCRETE BEAM AND ITS POTENTIAL FOR STRUCTURAL MEMBERS

Atsushi SHIBAYAMA^{*1} and *Minehiro NISHIYAMA*^{*2}

^{*1} Research Engineer, Central Research Institute of Electric Power Industry, M.Eng.

^{*2} Prof., Dept. of Architecture and Architectural Eng., Kyoto Univ., Dr.Eng.

Geopolymer concrete has the potential to be an eco-friendly alternative to cement concrete because CO₂ emissions in its production process can be reduced and industrial by-products such as fly-ash can be used effectively.

The present study investigates flexural behavior of fly-ash based geopolymer concrete beams before yielding and its applicability as a flexural member. Eight beams consisting of four fly-ash based geopolymer concrete beams and four ordinary Portland cement concrete beams were cast and tested under four-point flexural loading. The experimental variables are combinations of reinforcing bar diameter and number of reinforcing bars, compressive strength and concrete types. In addition, non-linear three-dimensional finite element analyses were carried out.

Bending moment-deflection behavior, crack width, crack space and number of cracks were examined. The experimental results were compared with the proposed equations provided by the AIJ design standard for reinforced concrete. The deflection and maximum crack width of the fly-ash based geopolymer concrete beams subjected to bending moment based on long/short-term allowable stress were similar to those of ordinary Portland cement concrete beams, and, therefore, they have an applicability as flexural members. The flexural behavior of fly-ash based geopolymer concrete beams prior to flexural yielding, except for the yielding deflection, could be predicted using the AIJ design standard. Making modifications to the coefficients related to the Young's modulus ratio improved the accuracy of the prediction of yielding deflection.

Although Young's modulus of fly-ash based geopolymer concrete was lower than that of ordinary Portland cement concrete, the post-cracking stiffness of fly-ash based geopolymer concrete beams were not largely different from that of ordinary Portland cement concrete beams. The results suggested that the effect of tensile strength on the flexural behavior of the beams was greater than that of Young's modulus of concrete.

In addition, the crack width of the fly-ash based geopolymer concrete beams was similar to that of the ordinary Portland cement concrete beams, and could be predicted by the AIJ design standard for reinforced concrete.

(2020 年 12 月 31 日原稿受理, 2021 年 5 月 6 日採用決定)