

論文 スラブ付きCES造柱梁接合部の3次元FEM解析

吉野 貴紀^{*1}・松井 智哉^{*2}・倉本 洋^{*3}

要旨: 本研究では、実験では明らかとならなかったスラブがCES造柱梁接合部の終局せん断耐力を上昇させる応力伝達メカニズムの解明を目的とし、3次元非線形FEM解析を実施した。その結果、接合部の梁幅より外側のコンクリートの負担せん断耐力が増加することが確認された。それによって、接合部の終局せん断耐力も大きくなるものと考えられる。

キーワード: スラブ付きCES造柱梁接合部, 繊維補強コンクリート, 接合部終局せん断耐力, FEM解析

1. はじめに

CES (Concrete Encased Steel) 合成構造システムは, SRC構造から鉄筋を省略し, 普通コンクリートに代えて繊維補強コンクリート (以下FRCと称す) を用いた構造システムであり, 実用化に向けた研究が実施されてきている。

本論で対象としている柱梁接合部に関する研究については, 破壊形式, パネルゾーンのフランジ, スチフナおよびウェブの厚さ, 軸力などを変数として静的加力実験が実施されてきた^{1), 2)}。また, CES構造によるスラブ付き柱梁接合部の静的加力実験を実施し, 当該接合部の破壊性状, 復元力特性, スラブによる構造性能への影響といった基本的な構造性能の把握およびスラブ付き梁の耐力評価法に関する検討を行った³⁾。その結果, スラブ付き梁の終局曲げ耐力は一般累加強度理論で適切に評価できること, 柱梁接合部の終局せん断耐力はスラブが取り付くことにより上昇することが確認できた。

本研究では, 実験で明らかとならなかった柱梁接合部の終局せん断耐力上昇における応力伝達メカニズムを解明することを目的として, 本実験を対象とした3次元FEM解析を実施し, モデルの妥当性および柱梁接合部の応力伝達メカニズムからスラブがCES造柱梁接合部の構造性能に与える影響を検討する。

2. 試験体概要

表-1に試験体計画を, 図-1に試験体概要をそれぞれ示す。試験体は文献3)に報告されているCES造スラブ付き柱梁接合部試験体CESJ-ASおよびCESJ-Bの2体を対象としている。試験体は階高約3.5mおよびスパン約6mの20層程度の純フレーム建築物の低層部内部柱梁接合部を想定した約2/5縮尺モデルとしている。試験体は部材反曲点を模擬するために柱上下端部および梁左右端部の定着板にピン支承を取り付けて図-2に示す載荷装

置に設置されている。柱は断面が400mm×400mmであり, 上下に取付けたピン支承間の距離を1,300mmとした。梁は断面が300mm×400mmであり, 左右に取付けたピン支承間の距離を2,250mmとした。実験変数には破壊形式を選択し, 梁の曲げ破壊型を想定した試験体CESJ-ASおよび接合部せん断破壊型を想定した試験体CESJ-Bの2体とした。これらは, 2005年度の実験に用いた試験体CESJ-AおよびCESJ-Bにスラブを取り付けたものに相当する。柱内蔵鉄骨には両試験体共通でH-300×220×10×15を用いているが, 梁内蔵鉄骨には試験体CESJ-ASではH-300×150×6.5×9を, 試験体CESJ-BではH-300×200×9×19をそれぞれ用いている。パネルゾーンについては, 試験体CESJ-ASでは通し柱としており, パネルゾーンのウェブ厚と柱内蔵鉄骨のウェブ厚は共に10mmである。試験体CESJ-Bでは, 破壊形式をせん断破壊とするために, パネルゾーンのウェブ厚を4.5mmに変更している。スラブ厚は70mm, スラブ幅は900mmとし, スラブ筋はD6を使用し, 75mm間隔で配置する。なお, スラブと梁の接合には, 頭付スタッドを用いる。

材料試験によって得られた使用材料の特性を表-2お

表-1 試験体計画

試験体	CESJ-AS	CESJ-B	
破壊形式	梁曲げ	接合部せん断	
※接合部せん断余裕度	1.08	0.53	
コンクリート種類	FRC($F_c=30\text{MPa}$)		
パネルゾーン鉄骨	H-300×220 ×10×15	H-300×220 ×4.5×15	
柱	内蔵鉄骨 (mm)	H-300×220×10×15	
	柱高さ: h (mm)	1300	
	断面: B×D (mm)	400×400	
梁	内蔵鉄骨 (mm)	H-300×150 ×6.5×9	H-300×200 ×9×19
	梁長: l (mm)	2250	
	断面: B×D (mm)	300×400	
スラブ	スラブ筋	D6@75	
	スタッド	頭付スタッド d13 @75, L=35mm	
	スラブ厚 (mm)	70	
	スラブ幅 (mm)	900	

※接合部せん断余裕度=接合部せん断耐力/梁曲げ耐力

*1 豊橋技術科学大学大学院 工学研究科建築・都市システム学専攻 (正会員)

*2 豊橋技術科学大学大学院 工学研究科建築・都市システム学系助教 博士 (工学) (正会員)

*3 大阪大学大学院 工学研究科地球総合工学専攻教授 博士 (工学) (正会員)

よび表-3 に示す。FRC に使用した繊維は直径が 0.66mm で、長さが 30mm のビニロンファイバー (RF4000) である。体積混入率は 1.0% とした。水セメント比は各試験体共に 60% とした。

荷重は図-2 に示す荷重装置を用いて行った。各試験体ともに柱部材材軸に平行な一定軸力下で静的漸増繰り返し水平力荷重を行った。作用させた軸力は SRC 規準⁴⁾ に従い、軸力比を $N/N_0 = 0.11$ (N_0 : CES 柱の終局軸圧縮耐力) として計算し、900kN とした。水平力荷重は柱上下端に取り付けたピン支承間の相対水平変位 δ と上下ピン支承間距離 h で与えられる相対部材角 ($=\delta/h$) により変形角制御とし、0.005, 0.01, 0.015, 0.02, 0.03 および 0.04rad. を 2 サイクルずつ繰り返した後 0.05rad. まで荷重を行い、実験を終了した。

3.3 次元非線形 FEM 解析

3.1 解析概要

解析対象試験体は 2.節で述べた CESJ-AS (梁曲げ破壊型) および CESJ-BS (接合部せん断破壊型) の 2 体である。図-3 に要素分割図を示す。解析モデルは対称性を考慮して試験体の半分をモデル化したものである。柱下端部はピン支持、梁端部はローラー支持 (上下方向拘束) として、柱頂部において実験と同じ 900kN の一定軸力を

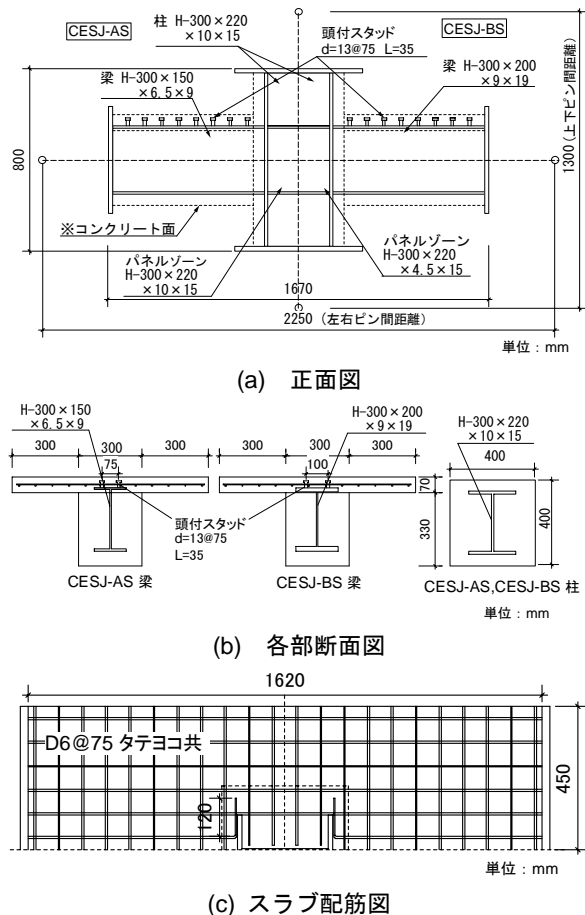


図-1 試験体概要図

与え、正負水平繰り返しの強制変位を与えた。解析における荷重サイクルは実験と同様とし、変形角 $R=0.03rad.$ の 1 サイクル目まで行うこととした。なお、解析には 3 次元非線形 FEM 解析ソフト “FINAL”⁵⁾ を使用した。

3.2 鉄骨のモデル化

鉄骨ウェブは四辺形平面応力要素でモデル化し、鉄骨フランジは拘束効果を考慮するため面外曲げおよびせん断変形を考慮できる積層シェル要素を用いた。応力-歪関係はバイリニアモデルで表し、履歴特性は等方硬化則を用いた。柱と梁の両端の治具 (ピン支承) は、剛な六面体要素でモデル化し、鉄骨と剛結されている。解析における鉄骨の材料特性は表-3 の値を用いる。

3.3 コンクリートのモデル化

本構造では FRC を用いており、FEM 解析への適用方法は不明であったことから、文献 6) において試行錯誤的な解析を行い、以下の構成則を選択した。また、試験体 CESJ-A および CESJ-B の荷重-変形角関係を概ね模擬できたことを示している⁶⁾。コンクリートは六面体要素でモデル化し、応力-歪関係においては、図-5(a) に示すように圧縮側の応力上昇域は修正 Ahmad モデル⁷⁾、カバーコンクリートの軟化域は、圧縮試験より得られた結果より直線でモデル化し、鉄骨に囲まれたコアコンクリート

表-2 FRC 材料特性

	圧縮強度 (MPa)	圧縮強度時歪 (μ)	弾性係数 (GPa)
CESJ-AS	41.5	2900	27.1
CESJ-BS	41.7	3000	25.6

表-3 鋼材材料特性

試験体	降伏強度 (MPa)	弾性係数 (GPa)	備考	
H-300x220x10x15	CESJ-AS	290	207.0	柱フランジ
	CESJ-BS	322	204.0	柱ウェブ
H-300x150x6.5x9	CESJ-AS	363	212.4	梁フランジ
		399	201.7	梁ウェブ
H-300x200x9x19	CESJ-BS	299	217.0	梁フランジ
		296	206.9	梁ウェブ
PL-4.5	CESJ-BS	336	209.3	接合部ウェブ
D6	CESJ-AS	399	192.0	スラブ筋
	CESJ-BS			

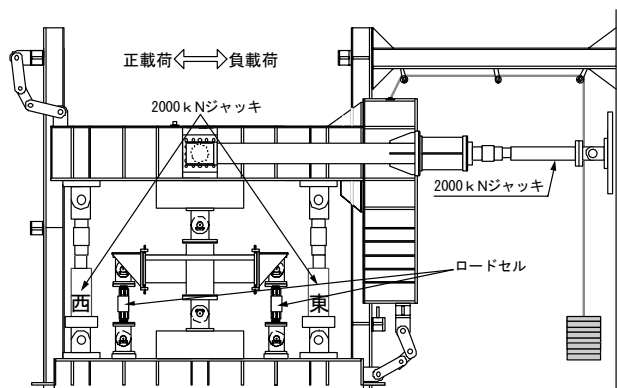


図-2 荷重装置

トの軟化勾配は、鉄骨による拘束効果を顧慮してカバーコンクリートと比べて緩やかなものとして仮定してモデル化している。破壊条件は、Willam-Warnke の 5 パラメータモデル⁷⁾を用いた。引張側のひび割れ後の軟化域は、ひび割れ発生後引張応力をほとんど負担しないものとして、出雲らのモデル⁸⁾において係数 $c=1.0$ としてモデル化した(図-4(b))。また、繰り返しの剛性低下は考慮しない(図-4(c))。ひび割れ後のせん断伝達モデルは図-4(d)に示す Al-mahaidi モデル⁹⁾ ($\beta=1$ の場合) に対してひび割れ後のせん断伝達剛性がわずかに大きくなるように $\beta=0.8$ に調整して多折線モデルを設定した。解析におけるコンクリートの材料特性は表-2 の値を用いる。

コンクリートと鋼板の間の付着応力-すべり関係においては、文献 10) を参照し、低拘束圧を仮定して付着応力(粘着強度)を 0.05N/mm^2 と小さく設定した。また、

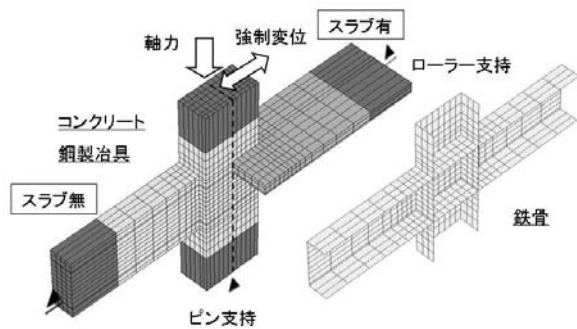


図-3 要素分割図

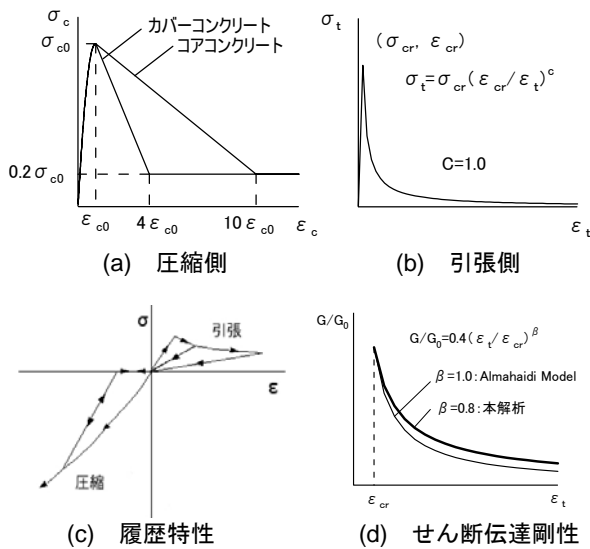


図-4 コンクリートの材料モデル

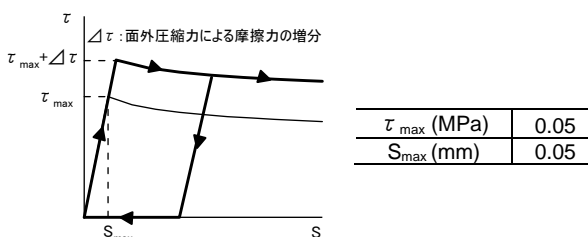


図-5 鉄骨とコンクリートの付着応力-すべり関係

文献 11) に示される SRC 柱梁接合部を対象に鉄骨とコンクリートの間の摩擦力を考慮した FEM 解析手法を参考にし、面外圧縮力に伴う摩擦力の増大を付着応力に加えることとした。(図-5) なお、このときの摩擦係数は 0.65 とした。

スラブ筋に関しては、コンクリート要素内で埋め込み鉄筋として扱い、モデル化を行った。また、試験体において梁とスラブの接合に用いられた頭つきスタッドは、解析モデルにおいてはモデル化していない。

4. 解析と実験の比較

図-6 に変形角 $R=0.003\text{rad}$ の 1 サイクル目までの解析および実験による荷重-変形角関係を、表-4 に解析および実験の最大耐力と最大耐力時の変形角を示す。

CESJ-AS では正載荷において全体的に解析が実験に対して剛性を大きく評価する傾向が確認できる。特に最初の $R=0.005\text{rad}$ のサイクルでの剛性が大きく評価されている。負載荷においては正載荷側と同様に $R=0.005\text{rad}$ のサイクルでの剛性が大きく評価されているが、正載荷側と比べ、比較的良好な対応を示している。最大耐力は、解析および実験ともに $R=0.03\text{rad}$ で記録し、その値は解析値が実験値の 1.05 倍と良好に評価できている。

CESJ-BS では正載荷において CESJ-AS 同様、最初の変

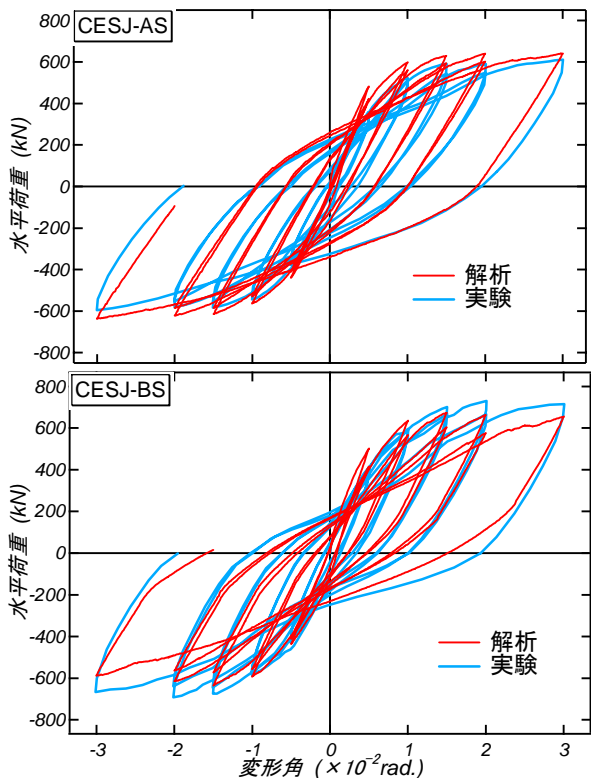


図-6 荷重-変形角関係

表-4 最大耐力および最大耐力時の変形角

	解析		実験		解析 Q_{\max} / 実験 Q_{\max}
	Q_{\max} (kN)	R_{\max} (rad.)	Q_{\max} (kN)	R_{\max} (rad.)	
CESJ-AS	641	0.03	611	0.03	1.05
CESJ-BS	674	0.015	731	0.02	0.92

形角 $R=0.005\text{rad}$ のサイクルで解析が実験に対して剛性を大きく評価する傾向が確認できる。しかし、その後は正載荷および負載荷ともに良好な対応を示している。解析は $R=0.015\text{rad}$ で最大耐力 $Q=674\text{kN}$ を記録するが、実験ではその後の変形角 $R=0.02\text{rad}$ で最大耐力 $Q=731\text{kN}$ を記録しており、最大耐力時の変形角は模擬できなかった。最大耐力の値は解析が実験値の0.92倍と若干過小評価ではあるが、適切に評価できていると言える。

5. スラブの有無による比較

5.1 荷重－変形角関係

ここでは、スラブが構造性能に与える影響を把握するため、3.1節で述べた CESJ-AS および CESJ-BS モデルからスラブを除いたスラブ無しモデル CESJ-AN および CESJ-BN モデル（形状を図-3 に示す）を解析モデルに加え、比較および検討をする。図-7 に解析による各試験体の荷重－変形角関係を、表-5 に解析による各試験体の最大耐力と最大耐力時の変形角を示す。

梁曲げ破壊型モデルおよび接合部せん断破壊型モデルともに最大耐力時の変形角は一致し、スラブが取り付けることにより、各変形角ピーク時のせん断力が10%程度上昇することが確認できた。

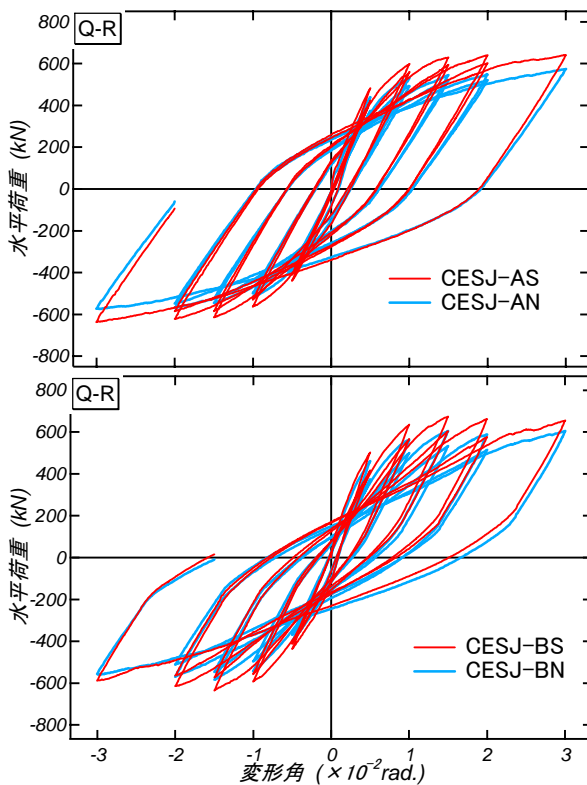


図-7 荷重－変形角関係

表-5 最大耐力および最大耐力時の変形角

	スラブ付		スラブ無		スラブ付 /スラブ無 $\frac{Q_{\max}}{Q_{\max}}$
	Q_{\max} (kN)	R_{\max} (rad.)	Q_{\max} (kN)	R_{\max} (rad.)	
梁曲げ	641	0.03	574	0.03	1.12
せん断	674	0.015	606	0.015	1.11

5.2 接合部パネルのせん断変形

図-8 に各試験体の接合部パネルの負担せん断力－せん断変形角関係を示す。パネルの負担せん断力 ${}_pQ_c$ を式(1)より、パネルのせん断変形角 γ_p を式(3)よりそれぞれ求めた。

$${}_pQ_c = 2M_b \cdot \left(\frac{l-j_c}{l' \cdot j_b} - \frac{l}{l' \cdot h} \right) \quad (1)$$

$$M_b = Q_b \cdot l'/2 \quad (2)$$

$$\gamma_p = \alpha_1 + \alpha_2 = \frac{\sqrt{h_p^2 + l_p^2}}{h_p \cdot l_p} \bar{x} \quad (3)$$

$$\bar{x} = \frac{\delta_1 + \delta'_1 + \delta_2 + \delta'_2}{2} \quad (4)$$

ここで、 l と h は梁部材および柱部材の長さ、 l' は梁部材のパネルゾーンまでの長さ、 j_b および j_c はそれぞれ梁部材および柱部材の応力中心間距離、 ${}_pQ_c$ は梁端部せん断力である。また、 h_p はパネルゾーンの高さ、 l_p はパネルゾーンの幅、 δ_1 、 δ'_1 、 δ_2 、 δ'_2 に関しては図-9 に示す位置の変位である。

梁曲げ破壊型モデルを比較すると、スラブ付きモデルの接合部パネルの負担せん断力はスラブ無しモデルに比べ、 $R=0.015\text{rad}$ 時において15%上昇していることが確認できる。また、パネルのせん断変形角は正載荷においてはスラブ付きモデルとスラブ無しモデルでは同程度とな

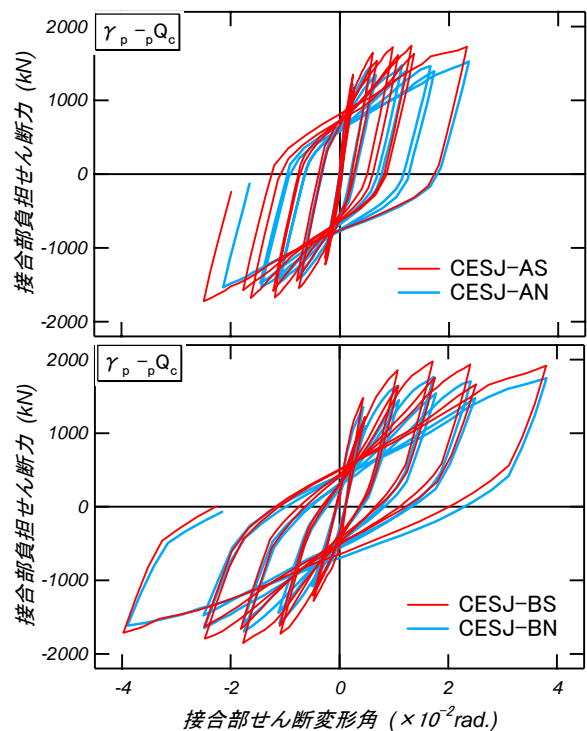


図-8 接合部の負担せん断力－せん断変形角関係

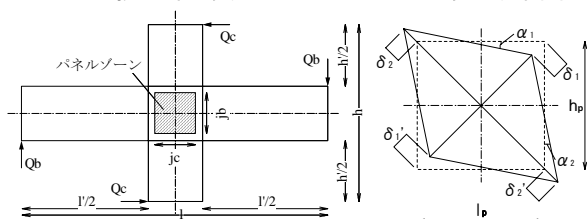


図-9 記号の説明

るが、負荷側ではスラブ付きモデルのパネルのせん断変形角が若干大きくなった。

接合部せん断破壊型モデルにおいては、スラブ付きモデルの接合部パネルの負担せん断力はスラブ無しモデルに比べ、 $R=0.015rad$.時において12%上昇していることが確認できる。また、パネルのせん断変形は正載荷および負載荷ともに同程度となった。

5.3 接合部の負担せん断力

図-10 に各モデルの正載荷ピーク時における接合部パネル部の中央高さ位置での負担せん断力の推移を示す。せん断力は図-11 および図-12 に示される位置（網掛け内）のコンクリートおよび鉄骨の各要素に生じるせん断力である。

各モデルをスラブの有無で比較すると、スラブが取り付けることにより柱頂部でのせん断力の上昇と同様に接合部の負担せん断力が上昇していることが確認できる。 $R=0.015rad$.時において、梁曲げ破壊型は13%、接合部せん断破壊型は4%の上昇である。梁曲げ破壊型について

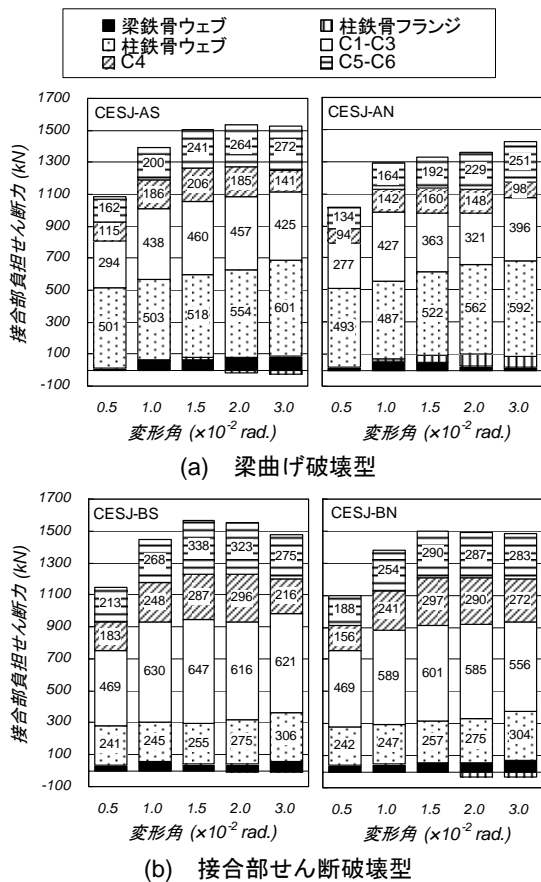


図-10 接合部負担せん断力の推移

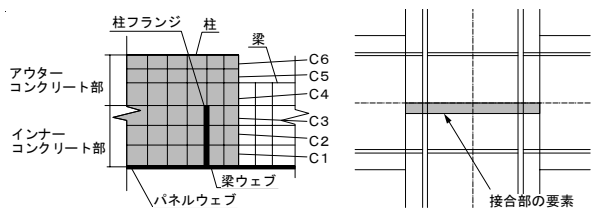


図-11 要素の名称

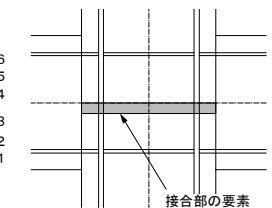


図-12 応力の抽出要素

は、スラブが取り付けることにより梁の曲げ耐力が上昇し、それに伴い接合部に伝達されるせん断力が上昇したことによるものだと考えられる。

各要素の負担せん断力を比較すると、梁曲げ破壊型モデルおよび接合部せん断破壊型モデルともに確認できる傾向として、接合部パネルウェブの負担せん断力は同程度であることがわかる。また、コンクリートでは、特に梁幅より外側のコンクリート要素である C5, C6 の負担せん断力がスラブが取り付けることにより増大していることが挙げられる。 $R=0.015rad$.時で見ると、梁曲げ破壊型モデルでは1.26倍、接合部せん断破壊型モデルでは1.15倍程度スラブ無しモデルに対して増加している。また、変形角が大きくなるにつれ C1, C2, C3 要素の負担せん断力の低下が見られるが、スラブが取り付けることにより、その減少幅が小さくなり、負担するせん断力自体も若干大きくなる傾向が確認できた。

5.4 最小主応力分布

図-13 に各モデルの変形角 $R=0.015rad$.時におけるパネル部コンクリートの最小主応力分布（圧縮応力分布）を示す。図中のコンクリート要素は図-11 に示した要素の列 C1 から C6 までの幅方向の断面を示している。

各モデルともに、C2 では柱および梁のモーメントによる圧縮力に対して、柱フランジと梁フランジに囲まれたインナーコンクリート部において斜めに圧縮ストラットが形成されていることが確認できる。また、インナーコンクリート部の隅各部においては、コンクリート強度を超える高い圧縮応力が生じている。アウターコンクリート部では当然のことながら C4, C6 と外側の要素になるほど圧縮応力のレベルは小さくなる傾向が確認された。

スラブ付きモデルとスラブ無しモデルで比較すると、C6 要素での圧縮応力負担領域に違いが見られる。図中の C6 要素に示した圧縮応力度の境界線に着目して見ると、スラブが取り付けることにより接合部パネル上辺における圧縮ストラットの幅が広がり、それに伴い圧縮応力の負担領域も広がっていることが確認できる。これは、梁のモーメントによる圧縮力がスラブにより C5, C6 要素に伝達されることによって、圧縮ストラットが広がったものと考えられる。5.3 節に示した C5, C6 要素における負担せん断力の上昇もこのことが要因であると考えられる。

6. まとめ

本研究では、スラブが CES 造柱梁接合部の構造性能に及ぼす影響について検討し、以下の知見が得られた。

- (1) 解析と実験の荷重-変形角関係を比較から、FEM 解析によって実験を概ね良好に模擬できており、モデル化の妥当性を確認できた。
- (2) スラブが取り付けることによって、接合部パネル鉄骨

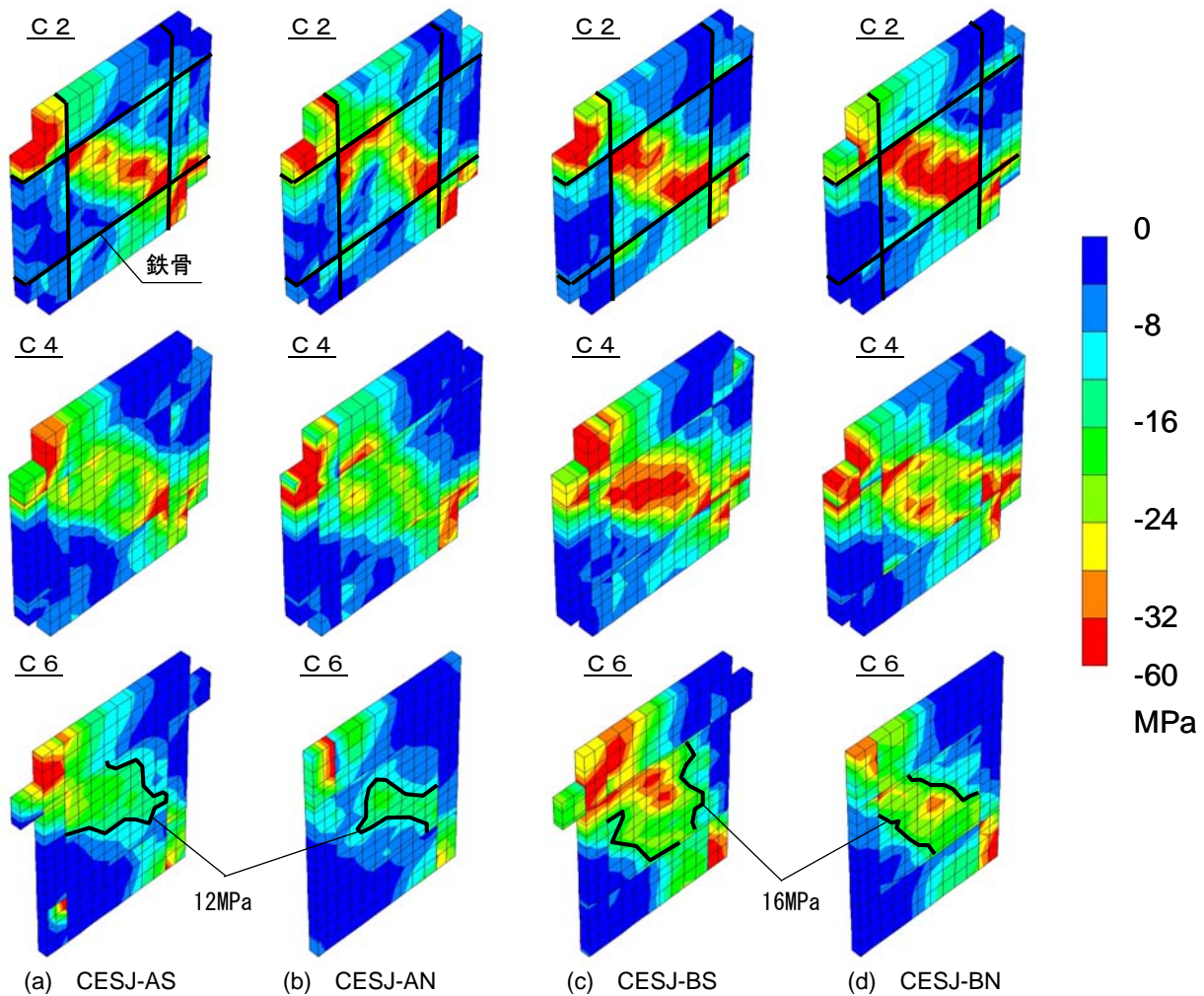


図-13 最小主応力分布図 (R=0.015rad.)

ウェブのせん断変形角および負担せん断力に大きな影響は見られなかった。

- (3) スラブが取り付けることによって、接合部の梁幅より外側のコンクリートの負担せん断力が増加する。それによって、接合部の終局せん断耐力も大きくなるものと考えられる。

参考文献

- 1) 永田 諭, 松井智哉, 倉本 洋: 鉄骨コンクリート造柱梁接合部の構造性能に関する基礎研究, コンクリート工学年次論文集, 第 28 巻, 第 2 号, pp.1267-1272, 2006.7
- 2) 田名部 智, 岩瀬 勝洋, 松井 智哉, 倉本 洋: C E S 内部柱梁接合部における軸力の影響 日本建築学会近畿支部研究報告集, 第 49 号・構造系, pp.193-196, 2009.6
- 3) 吉野貴紀, 倉本 洋, 松井智哉: スラブ付き C E S 造柱梁接合部の静的加力実験, コンクリート工学年次論文集, 第 33 巻, 第 2 号, pp.1123-1128, 2011.7.
- 4) 日本建築学会: 鉄骨鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説, 2001.
- 5) 伊藤忠テクノソリューションズ(株): FINAL/V11HELP
- 6) 松井智哉, 倉本 洋: 繰返し水平力を受ける CES 柱梁接合部の応力伝達機構, 日本建築学会構造系論文集, 第 630 号, pp.1401-1407, 2008.8
- 7) 長沼一洋: 三軸圧縮下のコンクリートの応力~ひずみ関係, 日本建築学会構造系論文集, No.474, pp.163-170, 1995.8
- 8) 出雲淳一, 島 弘, 岡村 甫: 面内力を受ける鉄筋コンクリート板要素の解析モデル, コンクリート工学, Vol.25, No.9, pp.134-147, 1987
- 9) 長沼一洋: 平面応力場における鉄筋コンクリート板要素の非線形解析モデル, 日本建築学会構造系論文集, No.421, pp.39-48, 1991.3
- 10) 金洗演, 米澤健次, 野口 博: 鋼とコンクリートからなる合成構造の付着特性に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-2, pp.1631-1632, 2004.9
- 11) 後藤康明, 穴吹拓也, 城 攻: SRC 内柱梁接合部におけるせん断応力分担に関する非線形有限要素解析 (その 1: 解析モデルの構築), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, pp.1089-1090, 2005.9