

論文 超高強度スパイラル筋と非閉鎖型補強筋の混用による R C はりの補強効果

長友 克寛*1・金 吉熙*2・佐藤 裕一*3・神谷 一彰*4

要旨：本研究では、超高強度スパイラル筋と非閉鎖型補強筋とを混用した R C はりの逆対称曲げせん断試験を実施した。実験の結果、非閉鎖型補強筋の混用がもたらす効果として、付着割裂またはせん断破壊を想定した試験体においては、付着割裂耐力を増加させること、そしてその耐力増大効果は閉鎖型補強筋を用いた場合とほぼ同等であること、さらに主筋曲げ降伏後の繰返し荷重を想定した試験体においては、大変形時の靱性は閉鎖型補強筋を使用した場合とほぼ同等であること等を明らかにした。

キーワード：超高強度スパイラル筋, 非閉鎖型補強筋, 付着割裂破壊, R C はり

1. はじめに

R C はりのせん断耐力は横補強筋の補強筋比と降伏強度との積に支配される。従って、せん断補強筋として超高強度スパイラル筋を使用した場合、横補強筋比の大きな低減を図ることができる。一方、付着割裂耐力は横補強筋比には支配されるが降伏強度には無関係である^{1)~2)}。このため、配筋計画によってはせん断破壊よりも付着割裂破壊が先行する可能性が生ずる。それを防止するためには、スパイラル筋の径を太くするか、あるいは中子筋を追加する必要がある。しかし、前者は鉄筋加工上の問題があり、後者も配筋作業の効率を高めるとい意味からは必ずしも望ましいものとは言えない。

本研究は、過密配筋を避けて配筋作業の自由度を高めることが可能であり、かつ十分な付着割裂補強効果をもつ付加的横補強筋として、 \square 型および \cap 型の非閉鎖型補強筋を試作し、これらを超高強度スパイラル筋と混用した場合における効果を実験的に検討したものである。

なお、非閉鎖型補強筋を使用した場合、はり腹部のコンクリートに対する拘束効果が不十分

となり、靱性の低下が懸念される。本実験では、この点についても併せて検討を行った。

2. 実験概要

2.1 使用材料

表-1 に使用した鋼材の力学的性質を示す。なお、使用したコンクリートの圧縮強度は、3週強度 31.1MPa, 5週強度 37.7MPa, 7週強度 38.2MPa であり、平均値は 35.7 MPa であった。

2.2 試験体

表-2 に実験概要を示す。

図-1 に試験体の側面配筋図および荷重状態を示す。300 × 300 × 900 mm の試験区間の両端に剛なスタブを設け、これを平行状態を保ったまま相対変位させることにより、逆対称曲げ

表-1 使用鋼材の力学的性質

補強筋名	降伏応力度 fy (MPa)	破断強度 fu (MPa)	弾性係数 Es (GPa)
高強度主筋 (D16)	837	916	183
普通強度主筋 (D16)	362	499	182
スパイラル筋 (φ6)	1378	1391	181
閉鎖型中子筋 (D6)	305	452	185
非閉鎖型割裂補強筋 (D6)	305	452	185

*1 高松工業高等専門学校教授 建設環境工学科 博士 (工学) (正会員)

*2 京都大学大学院学生 工学研究科 環境地球工学専攻 修士 (工学) (正会員)

*3 京都大学大学院助手 工学研究科 環境地球工学専攻 博士 (工学) (正会員)

*4 京都大学大学院学生 工学研究科 環境地球工学専攻

表-2 実験概要

試験体 No.	横補強筋	p_w (%) (横補強筋足数)	最大せん断力 V_u (kN)	破壊形式
1	スパイラル筋	0.282 (2)	299	付着割裂
2	スパイラル筋 閉鎖型中子筋 (1-□型)	0.563 (4)	374	付着割裂
3	スパイラル筋 非閉鎖型割裂補強筋 (1-]型)	0.563 (4)	375	付着割裂
4	スパイラル筋 非閉鎖型割裂補強筋 (2-]型)	0.845 (6)	433	せん断
5	スパイラル筋 非閉鎖型割裂補強筋 (2-∩型)	0.845 (6)	429	せん断
6	スパイラル筋 非閉鎖型割裂補強筋 (4-∩型)	1.41 (10)	406	せん断
7	スパイラル筋 閉鎖型中子筋 (1-□型)	0.563 (4)	251(1)* 235(0.94)	曲げ降伏
8	スパイラル筋 非閉鎖型割裂補強筋 (1-]型)	0.563 (4)	251(1)* 231(0.92)	曲げ降伏

* : 上段は回転角 $\theta = 1/100$, 下段は $1/33$ 時のせん断力 V , () は両者の V の比

モーメント M およびせん断力 V を作用させた。

図-2 に、試験体の断面配筋図を示す。主筋には、D16鉄筋を左右6本ずつ配置し、その際試験体 No.1 ~ 6 では高強度鉄筋、No.7, 8 では普通強度鉄筋を用いた。主筋の周囲を超高強度スパイラル筋 $\phi 6$ (高周波熱錬製 ウルボン) でせん断補強した断面を基本断面 (試験体 No.1) とし、閉鎖型あるいは非閉鎖型の普通強度付着割裂補強筋 D6 を付加した場合の部材挙動への影響について検討した。試験体 No.2, 7 には閉鎖型中子筋、試験体 No.3 ~ 6, 8 には非閉鎖型補強筋を配置している。後者の脚の直線部の長さは、別途実施した試験で観察された付着割裂ひび割れ進展領域の幅を参考にして 69 mm とした。

実験変数は、閉鎖 (□) 型か非閉鎖 (], ∩) 型かという付着割裂補強筋の種類、および横補強筋比 p_w である。横補強筋比 p_w の計算にはスパイラル筋、閉鎖型補強筋および非閉鎖型補強筋の全てを考慮に入れた。

試験体 No.1 ~ 6 は、横補強筋によるせん断破壊および付着割裂破壊に対する補強効果を調べるためのものであり、最大せん断力に達するま

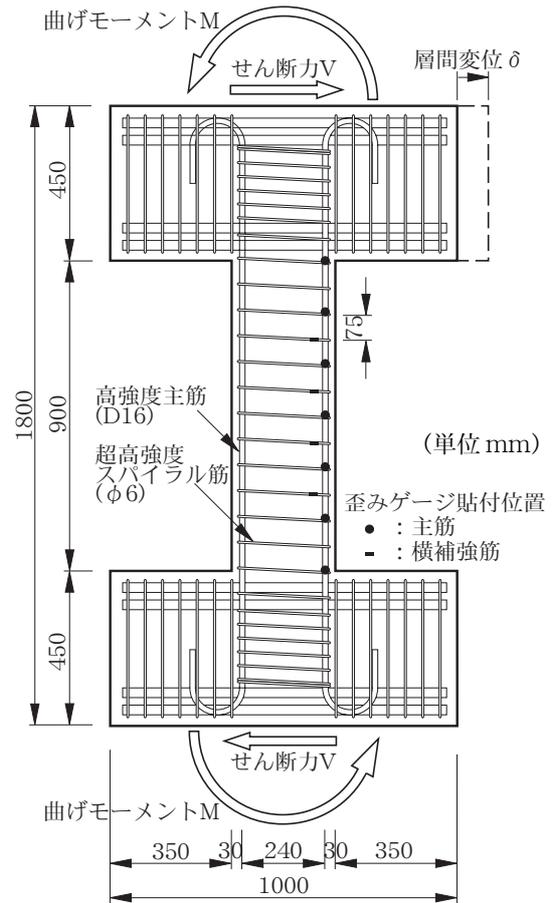


図-1 試験体形状寸法および荷重測定方法

で単調荷重を行った。試験体 No.7, 8 は、正負の漸増層間回転角 θ を負荷した場合について、横補強筋の種類の違いが主筋曲げ降伏後の挙動に与える影響を観察するためのものであり、 θ が $1/400$ (1回), $1/200$ (1回), $1/100$ (2回), $1/67$ (2回), $1/50$ (2回), $1/33$ (1回) となるように強制変位を与えた。

3. 実験結果およびその考察

3.1 破壊性状

写真-1(a), (b), (c) に試験体 No.3, 4, 8 の破壊状況をそれぞれ示す。横補強筋比 p_w の小さい試験体 No.1 ~ 3 においては、主筋軸を連ねる面での付着割裂破壊を生じた。横補強筋比 p_w の大きい試験体 No.4 ~ 6 においては、主筋軸を連ねる面での付着割裂破壊を生じた。横補強筋比 p_w の大きい試験体 No.4 ~ 6 においては、主筋軸を連ねる面での付着割裂破壊を生じた。試験体 No.7, 8 においては、はり両端部において主筋が降伏後、この領域の圧縮縁コンクリートの破壊および主筋軸に沿うかぶりコンクリートの剥離

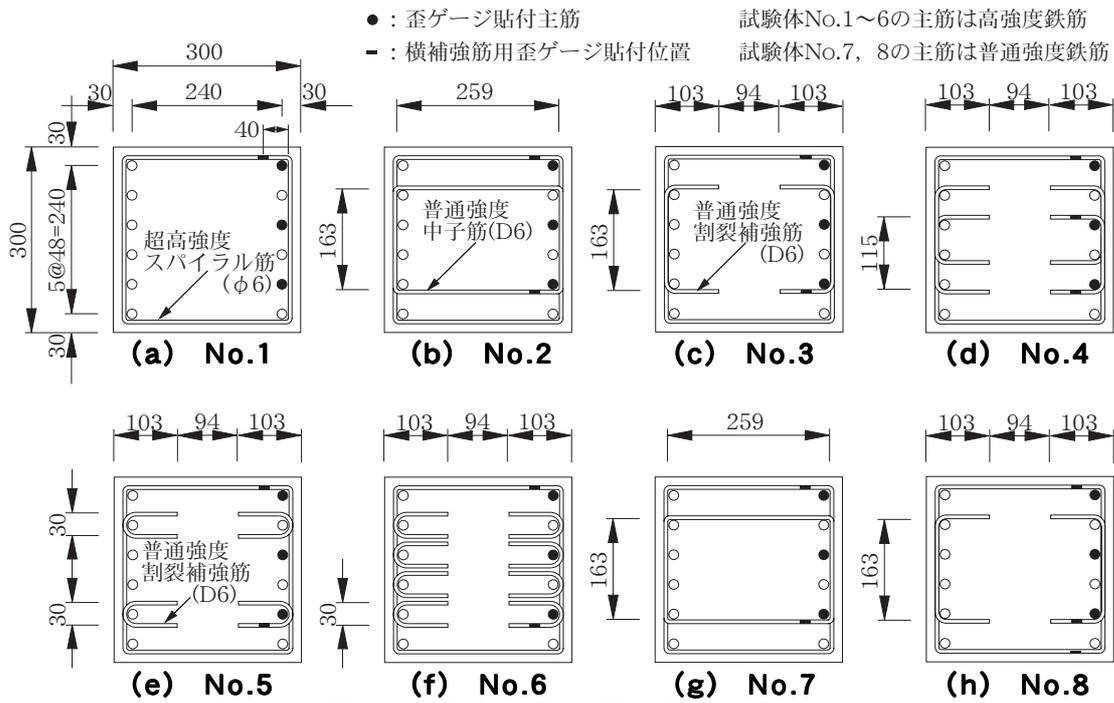


図-2 試験体断面配筋図 (単位 mm)



(a) No. 3 (b) No. 4 (c) No. 8
写真-1 試験体破壊状況の例

が生じた。そのため、実験は層間変形角 $\theta = 1/33$ の負荷後をもって終了した。

3.2 せん断力V-層間変位 δ 関係

図-3 に試験体No.1~6におけるせん断力V-層間変位 δ 関係を示す。全試験体とも $\delta = 40\text{mm}$ (回転角 $\theta = 1/22.5$) においても急激なせん断力低下は見られない。この第一の要因は、超高強度スパイラル筋によってせん断ひび割れの開口が拘束されたことであると考えられる。

図-4 に試験体No.7, 8におけるV- δ 関係を示す。同一の δ 時におけるVは閉鎖型補強筋 (No.7:実線)の方が非閉鎖型補強筋 (No.8:点線)

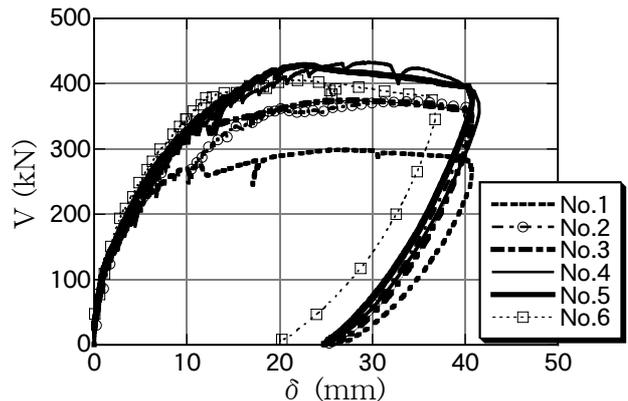


図-3 せん断力V-層間変位 δ 関係 (試験体No.1~6)

よりも若干大きいですが、両者の違いが全体的なV- δ 関係に与える影響は小さい。両試験体共に、V- δ 関係は、最初は紡錘形の挙動を示すが、せん断および付着割裂ひび割れの発生・成長に伴って次第に逆S字形の挙動へと移行している。

3.3 最大せん断力 V_u

図-5 に試験体No.1~6における最大せん断力 V_u の比較を示す。試験体No.2とNo.3の V_u はほぼ同じであり、 p_w (脚数) が同一であれば、閉鎖(□)型と非閉鎖()型の割裂補強筋は同等の補強効果をもつことが分かる。また、試験体No.4とNo.5の V_u もほぼ同じであり、 p_w が同一であれば、非閉鎖型補強筋の形状が] 型であるか \cap 型であるかという違いの影響も小さいことが分

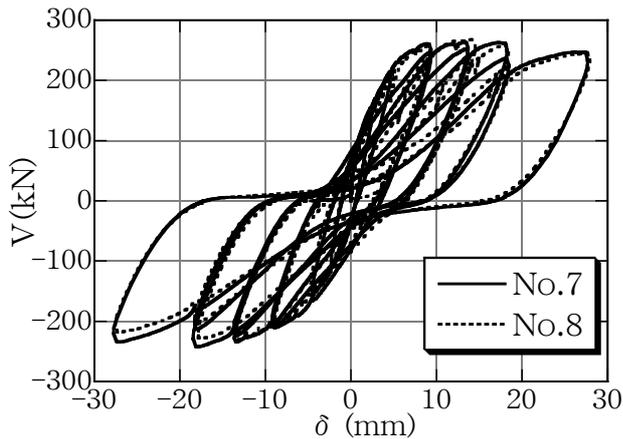


図-4 せん断力V-層間変位 δ 関係
(試験体No.7, 8)

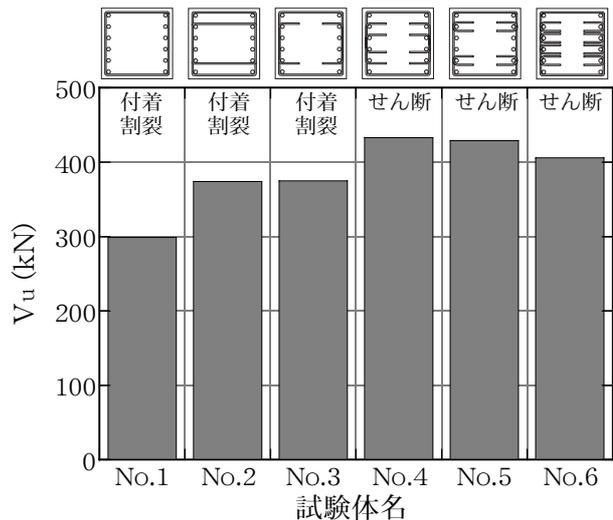
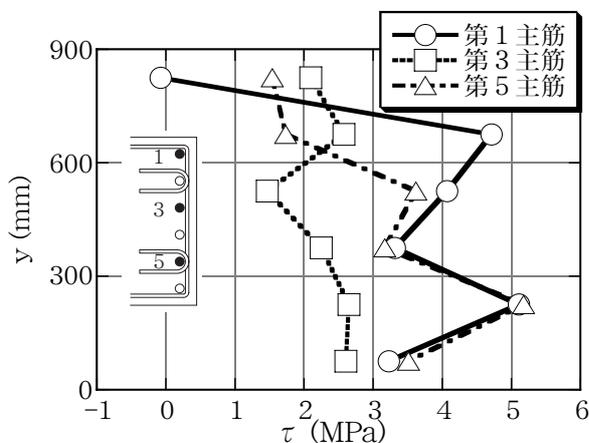
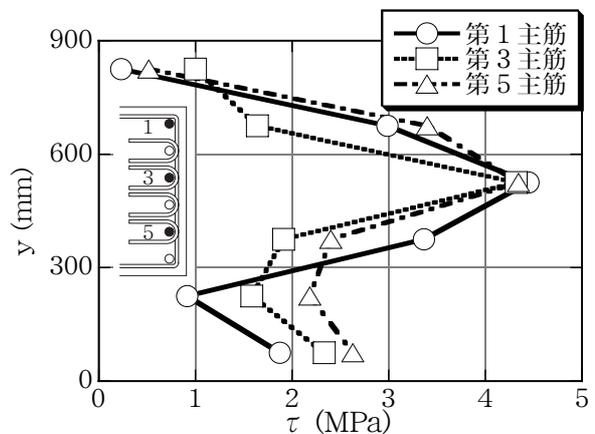


図-5 最大せん断力 V_u の比較



(a) 試験体No.5



(b) 試験体No.6

図-6 主筋付着応力度 τ 分布 ($V=400\text{kN}$ 時)

かる。なお、 p_w が増加しているにも関わらず試験体No.6の V_u は頭打ちとなり、むしろわずかに低下している。この原因としては、過密配筋によるコンクリートの打設不良、実験データのばらつき等が考えられ、今後の検討課題である。

試験体No.7, 8について回転角 $\theta=1/100$ (一回目) 時に対する $\theta=1/33$ 時でのせん断力の比を計算すると、正載荷時 (負載荷時) ではそれぞれ0.937, 0.921 (1.078, 0.994) になった。両試験体のせん断力比はほとんど同じであり、閉鎖型(No.7)か非閉鎖型(No.8)かの違いは繰返し載荷時においてほとんど見られない。しかもせん断力比はほぼ1に近い値であることから、主筋降伏後の大変形時における靱性確保という面からも、超高強度スパイラル筋と非閉鎖型筋の混用に大きな支障は無いものと考えられる。

3.4 主筋付着応力度 τ

図-6(a), (b)に試験体No.5, 6の $V=400\text{kN}$ 時における主筋付着応力度 τ の分布をそれぞれ示す。図中において、縦軸 y は試験体の下側基部からの距離を表している。

図(a)の場合、第1主筋にスパイラル筋のコーナー部、第5主筋にコ型補強筋が掛かっており、これら補強筋の拘束効果により、両主筋の τ はスパイラル筋の直線部しか掛かっていない第3主筋の τ よりも大きな値を保持している。このことは、非閉鎖型補強筋の割裂補強に対する有効性を表すものである。

一方、図(b)の場合、第3主筋にもコ型補強筋が掛かっているため、各主筋の負担する τ に明確な差は見られない。

図-7に試験体No.1~6の平均付着応力度の最大値 τ_{av} と横補強筋の脚数 n_l (=横補強筋数の2倍) の関係を示す。ここに τ_{av} は、試験体上端

からはり背に等しい長さの区間を除外し、その区間外に貼付した5つの歪みゲージより算出した。同図より、 n_l の増加に伴って τ_{av} も増加すること、その傾向は n_l が4~6本を超えると頭打ちになることが分かる。図中の白印は横補強筋が直接掛かった主筋、黒印は掛かっていない主筋の τ_{av} を表しているが、同一の n_l であれば前者の方が後者よりも τ_{av} は大きく図-6と同様の傾向がみてとれる。付着割裂破壊した $n_l=4$ の試験体における付着割裂強度を日本建築学会終局強度型耐震設計指針式¹⁾より求めると、 $\tau_u=3.0$ MPa（上端筋）となった。これは、今回の実験で得られた τ_{av} とほぼ一致しており、非閉鎖型補強筋に対しても同指針式が適用可能であると考えられる。

図-8に試験体No.8の各設定回転角 θ における主筋平均付着応力度 τ_{av} を示す。ここに、この試験体は普通強度主筋をスパイラル筋と非閉鎖型補強筋とで補強したはりに正負繰返し回転角 θ を与えたものである。同図より、 θ の増加に伴って τ_{av} も増加すること、その傾向は θ が $1/100$ を超えると頭打ちになり、 $1/50$ を超えると逆にやや低下する傾向にあることが分かる。前者は主せん断ひび割れのX字型交差、後者は付着割裂ひび割れの多数発生の際に対応している。また、同じ θ であれば、第1载荷時(白印)よりも第2载荷時(黒印)の方が、そして横補強筋が直接掛かっている主筋よりも掛かっていない主筋の方が τ_{av} は小さいことが分かる。なお、閉鎖型補強筋を使用した試験体No.7の場合においても同様の傾向を示したが、こちらの方が各 θ における τ_{av} のばらつきが小さかった。

3.5 超高強度スパイラル筋応力度 σ_{sp}

図-9に試験体No.1~6の回転角 $\theta=1/30$ 時における超高強度スパイラル筋応力度 σ_{sp} 分布を示す。試験体両端部において σ_{sp} は800 MPaを超えている。特に試験体No.4では σ_{sp} の最大値が1138 MPaに達しており、超高強度筋を使用することの意義が明確に現れている。

図-10に試験体No.8の各設定回転角 θ 到達

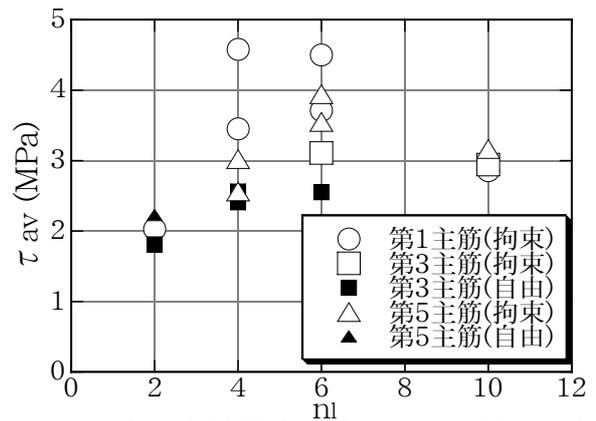


図-7 最大平均付着応力度 τ_{av} -足数 n_l 関係 (試験体No.1~6)

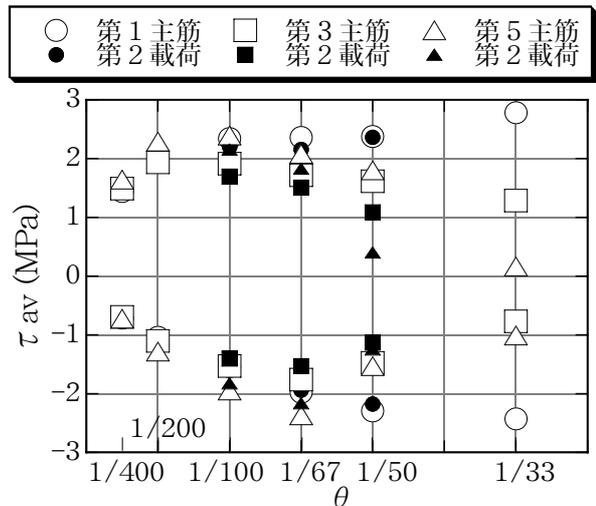


図-8 ピーク回転角時平均付着応力度 τ_{av} (試験体No.8, 白印:第1载荷, 黒印:第2载荷)

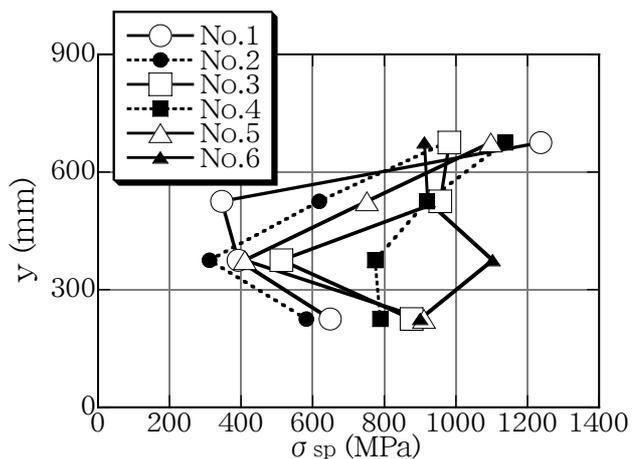


図-9 スパイラル筋応力度 σ_{sp} 分布 (試験体No.1~6, 回転角 $\theta=1/30$ 時)

時における σ_{sp} 分布を示す。はり両端での σ_{sp} が中央部よりも大きくなっており、特に上端部では855 MPaに達している。これは、両端部のヒンジ域における曲げひび割れの拘束にスパイラル筋が有効に機能しているためである。

一方、試験体No.7における σ_{sp} はNo.8と同様

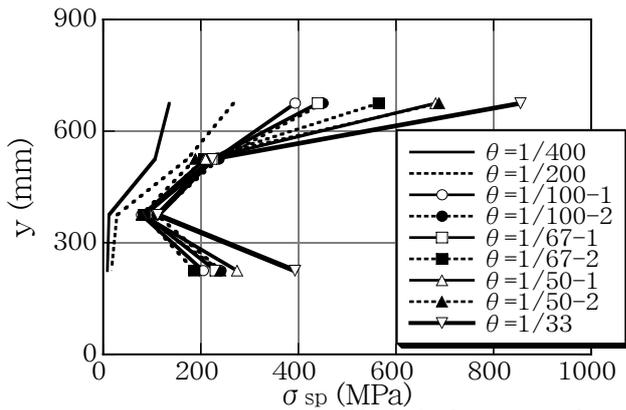


図-10 スパイラル筋応力度 σ_{sp} 分布 (試験体 No.8)

の分布形状を示したが、 σ_{sp} の最大値は460 MPaにしか達していなかった。これは、閉鎖型横補強筋が端部のひび割れ拘束に寄与し、スパイラル筋の負担を軽減したためである。

3.6 横補強筋応力度 σ_{sw}

図-11 に試験体No.2~6の回転角 $\theta=1/30$ 時における付着割裂補強筋応力度 σ_{sw} の分布を示す。試験体No.2の閉鎖型補強筋に降伏が生じているのに対して、他の非閉鎖型補強筋の応力度は最大値でも約200 MPaに止まっている。

図-12 に試験体 No.8 について、各設定回転角 θ 到達時における σ_{sw} 分布を示す。ここでも、 σ_{sw} は200 MPa以下に止まっている。図-11も含めて非閉鎖型補強筋の σ_{sw} が大きくなる理由の一つは、補強筋の足の端部で σ_{sw} は必ずゼロとなり、この足の抜け出し剛性から決まる σ_{sw} の増加には自ずから限界があるためである。ここに割裂専用補強筋として普通強度鉄筋を使用することの妥当性が見てとれる。

6. 結論

本研究は、超高強度スパイラル筋と普通強度非閉鎖型補強筋の混用によるRCはりの付着割裂耐力への補強効果を実験的に検討したものである。以下に、得られた結果を要約する。

- (1) 非閉鎖型補強筋は、横補強筋比が同一であれば閉鎖型補強筋とほぼ同等の付着割裂破壊に対する補強効果をもつ。
- (2) 非閉鎖型補強筋を用いた方が閉鎖型補強筋を用いたよりもスパイラル筋の引張応力度が上

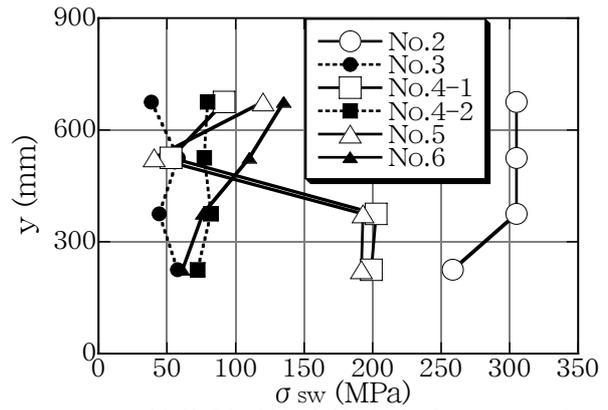


図-11 付着割裂補強筋応力度 σ_{sw} 分布 (試験体No.1~6, 回転角 $\theta=1/30$ 時)

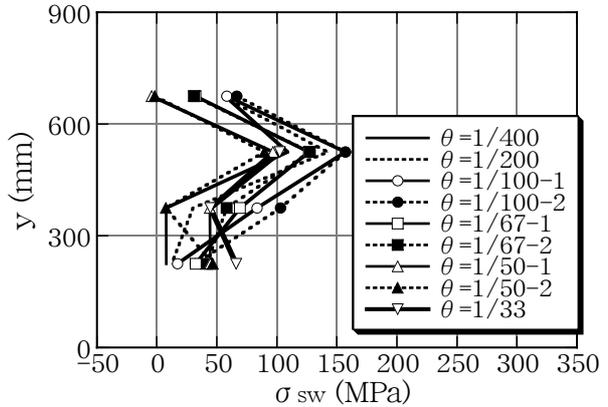


図-12 付着割裂補強筋応力度 σ_{sw} 分布 (試験体 No.8)

昇し、超高強度という特性を十分発揮させられる。

- (3) 曲げ降伏後を含む正負繰返し载荷を受けるはりの変形挙動は、横補強筋比が同一であれば、非閉鎖型補強筋と閉鎖型補強筋とで大きな差は見られない。

謝辞

本研究は(株)高周波熱錬の助成を得て実施したものであり、中村佳史氏をはじめとする関係各位に謝意を表します。また、実験に際しては、山梶隆吉氏(京都大学大学院生)に多大な協力を頂きました。併せて謝意を表します。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造物の終局強度型耐震設計指針・同解説，1990
- 2) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造物の靱性保証型耐震設計指針(案)・同解説，1999