

# 論文 高強度 RC はりの主筋に及ぼすせん断力の影響

松野 一成\*1・角 徹三\*2・Agussalim\*3・松井 洋和\*4

**要旨：**本論文は、高強度コンクリートを用いたRCはりのせん断破壊型試験の考察であり、特に主筋の引張力に注目している。部材にせん断力が作用すると曲げ理論上の主筋応力分布より、実際の応力は引張側にシフトする。そのシフト量を比較することにより、部材の破壊モードを捉えることができ、シフト量に影響を与える最大の要因は横補強筋であることが分かった。また、主筋の付着応力度の比較により、同一断面のRC部材のせん断破壊から付着割裂破壊への破壊モードの変革点を捉えることができた。

**キーワード：**せん断破壊, 付着割裂破壊, 横補強筋量, 主筋応力分布

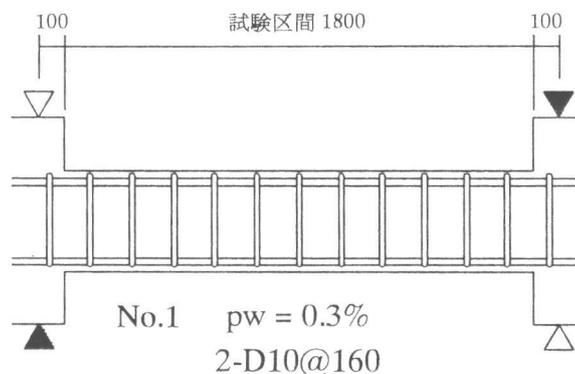
## 1. はじめに

本研究は New RC プロジェクト等で提案されたせん断設計式[1]が、コンクリート強度  $\sigma_B = 120 \text{ N/mm}^2$  レベルの超高強度コンクリートを用いた部材への適応可能性を検討するために行われたせん断破壊型試験の結果の考察である。また、せん断破壊と同様に脆性的破壊を呈する付着割裂破壊との関連性を明確にすることを目的としている。特にせん断力による主筋応力分布のシフト量に注目し、RC部材のせん断耐力、主筋の付着応力度にどのような影響を与えるかを検証する。なお、本論文中のせん断補強筋は付着問題との関連性から横補強筋という呼称で統一した。

## 2. 実験概要および結果

本実験の荷重方法は文献[2],[3]と同様である。実験変数は横補強筋の材軸方向間隔のみで、No.1 からNo.5までは試験体の断面が300×400 mm、試験区間長さ1800 mm（大断面シリーズ）、逆対称の正負繰返し荷重を加えている。また、No.6からNo.17までは試験体の断面が200×300 mm、試験区間長さ1300 mm（小断面シリーズ）、こちらも同じく逆対称の荷重を加えているが、1方向のみの単調荷重である。両者共に試験区間の両側にスタブ（補強部）を設けており、試験区間以外での試験体の破壊を防止するとともに、荷重の支持点をとっている。典型的な試験体の例を図一1に、試験体断面の相違点を図一2に、試験体の詳細と実験結果の概要を表一1に示す。

最大せん断力の実験値と計算値を比較すると、繰返し荷重を加えた実験では最大で20%も実験値が計算値を下回っている結果に対し、1方向単調荷重の実験では、実験



図一1 試験体図

- \* 1 呉工業高等専門学校助手 建築学科、工修（正会員）
- \* 2 豊橋技術科学大学教授 建設工学系、工博（正会員）
- \* 3 豊橋技術科学大学大学院 工学研究科建設工学専攻（正会員）
- \* 4 豊橋技術科学大学大学院 工学研究科建設工学専攻

表一 実験結果の概要

試験体番号	断面形状 (mm)	主筋本数・径	横補強筋			コンクリート強度 (N/mm <sup>2</sup> )	最大せん断力		実験値計算値	破壊モード	
			径・ピッチ	横補強筋比 (%)	中子筋		降伏応力度 (N/mm <sup>2</sup> )	実験値 (kN)			計算値*1 (kN)
No.1	300×400	4-D25 pt=pc=1.89% σ <sub>y</sub> =1,000 N/mm <sup>2</sup>	2-D10@160 mm	0.3	無	353	120	332.2	401.8	0.83	せん断
No.2			2-D10@120 mm	0.4				369.5	456.3	0.81	
No.3			2-D10@80 mm	0.6				502.8	565.2	0.89	
No.4			2-D10@60 mm	0.8				585.2	674.3	0.87	
No.5			2-D10@50 mm	1.0				616.2	783.4	0.79	
No.6	200×300	6-D19 pt=pc=2.87% σ <sub>y</sub> =727 N/mm <sup>2</sup>		0.0	有	340	97	111.2	122.6	0.91	せん断
No.7			2-D10@240 mm	0.3				169.3	186.2	0.91	
No.8			2-D10@120mm	0.6				243.5	249.8	0.97	
No.9			2-D10@90 mm	0.8				309.4	291.0	1.06	
No.10			2-D10@70 mm	1.0				340.3	333.4	1.02	
No.11			2-D10@120 mm	0.6				212.9	183.4	1.16	
No.12			2-D10@240 mm	0.3				182.8	153.7	1.19	
No.13			2-D10@120 mm	0.6				233.2	217.2	1.07	
No.14			2-D10@90 mm	0.8				283.9	259.6	1.09	
No.15			2-D10@60 mm	1.2				345.0	344.4	1.00	
No.16			2-D10@120 mm	0.6				247.5	217.2	1.14	
No.17			2-D10@240mm	0.8				69	285.4	266.9	

\*1 文献[1]のせん断設計式による

値と計算値が非常に良く適合していることが分かる。No.1からNo.5の試験体は繰返しによる試験体内部の劣化が進行していたために計算値を下回ったと考えられる。

### 3. せん断力が主筋の 応力分布に与える影響

#### 3. 1 トラス作用による 主筋引張力のシフト量

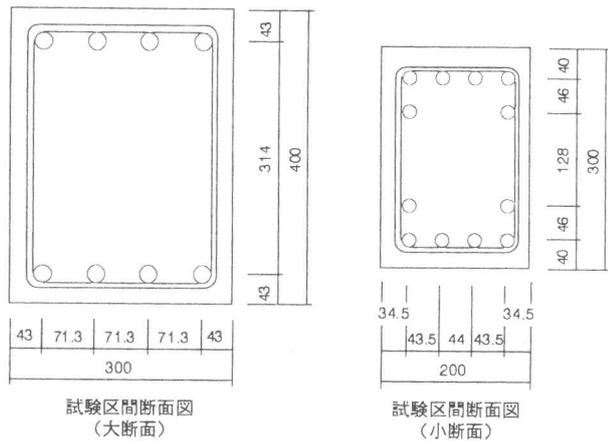
図一3の周知のトラス理論より、軸力のないRC部材の部材端での主筋引張力と圧縮力は次式で与えられる[4]。

$$T_1 = M_b / j + Q_1 / 2 \cdot \cot \phi \quad (1)$$

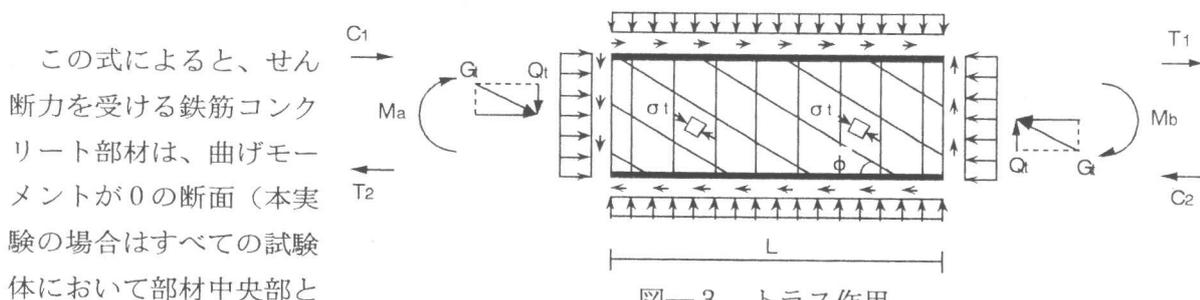
$$T_2 = M_a / j + Q_1 / 2 \cdot \cot \phi \quad (2)$$

$$C_1 = M_a / j - Q_1 / 2 \cdot \cot \phi \quad (3)$$

$$C_2 = M_b / j - Q_1 / 2 \cdot \cot \phi \quad (4)$$



図一2 試験体断面図

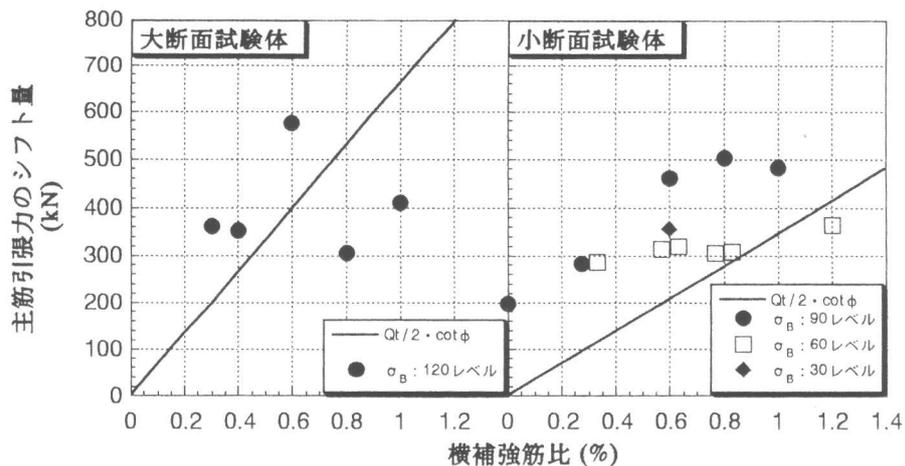


図一3 トラス作用

この式によると、せん断力を受ける鉄筋コンクリート部材は、曲げモーメントが0の断面（本実験の場合はすべての試験体において部材中央部と

なる)においても主筋には $Q_t/2 \cdot \cot \phi$ 分の引張力が生じ、主筋の応力分布が引張側にシフトすることになっている。

図一4は平面保持の仮定から算出した主筋の応力分布と、最大耐力時の主筋の応力との差(以下、シフト量)を引張力に換算し、トラス理論上の主筋引張



図一4 主筋引張力のシフト量(トラス作用)

力のシフト量と比較したのものである。抽出したデータは、付着応力度と関連付けて考えるために文献[2]に示されている主筋の付着長さ区間に対応する応力の測定点のみのデータである。

大断面シリーズの結果をみると、破壊モードの違いが明確に現われている。図中の実線をシフト量が上回るとせん断破壊、下回ると付着割裂破壊を呈している。これに対し、小断面シリーズはNo.15 ( $p_w = 1.2\%$ )を除きトラス作用によるシフト量を上回る。例外であるNo.15 ( $p_w = 1.2\%$ )については、大断面試験体の比較的横補強筋比の高い試験体(No.4, No.5)で生じている現象と同様の傾向がみられる。後に述べる主筋の付着応力度がかなり大きな値となっており、付着割裂破壊したものと考えられる。また、横補強筋比の増大とともに実験値は、理論上のシフト量に近い値を示しており、その様相から大断面シリーズにおいてみられたせん断破壊から付着割裂破壊への破壊モードの変革は、小断面シリーズでは横補強筋比1.0%付近にあるものと考えられる。

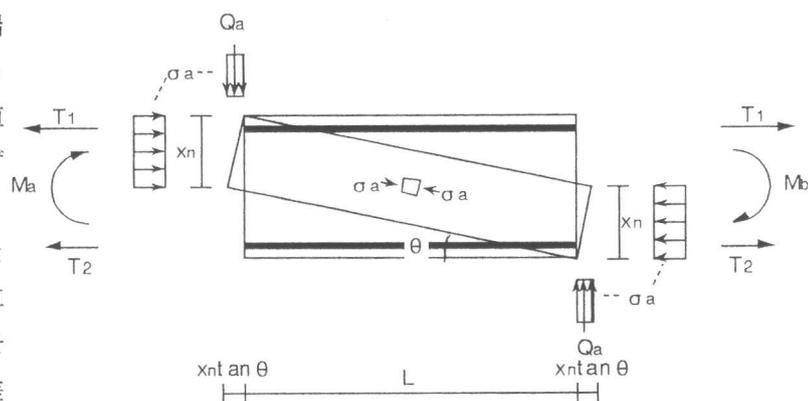
### 3. 2 アーチ作用による主筋引張力のシフト量

図一5のアーチ理論により、軸力がなく、曲げモーメントに差のない場合の主筋の引張力は次のように表される[4]。

$$T_1 = T_2 = Qa / (2 \cdot \tan \theta) \quad (5)$$

この式によると上端筋、下端筋とも、アーチ作用が負担するせん断力を $2 \cdot \tan \theta$ で除した値の引張力が主筋に作用するはずである。

図一6は先程のトラス理論と同様に、平面保持の仮定から算出した主筋の引張力と、最大せん断力時の主筋の引張力の差を、アーチ理論上の主筋引張力のシフト量と比較したものであ



図一5 アーチ作用

り、それらをコンクリート強度別に表した。図中のコンクリート強度レベルが120 N/mm<sup>2</sup>のもののみが大断面であり、それ以外の90, 60, 30 N/mm<sup>2</sup>レベルのものは小断面である。

正負繰返し荷重を受ける大断面シリーズはすべての試験体の引張力のシフト量が、理論値を下回っている。しかし、No.4 ( $p_w = 0.8\%$ )、No.5 ( $p_w = 1.0\%$ )は付着割裂破壊を呈しているため、単純に比較できない。これら

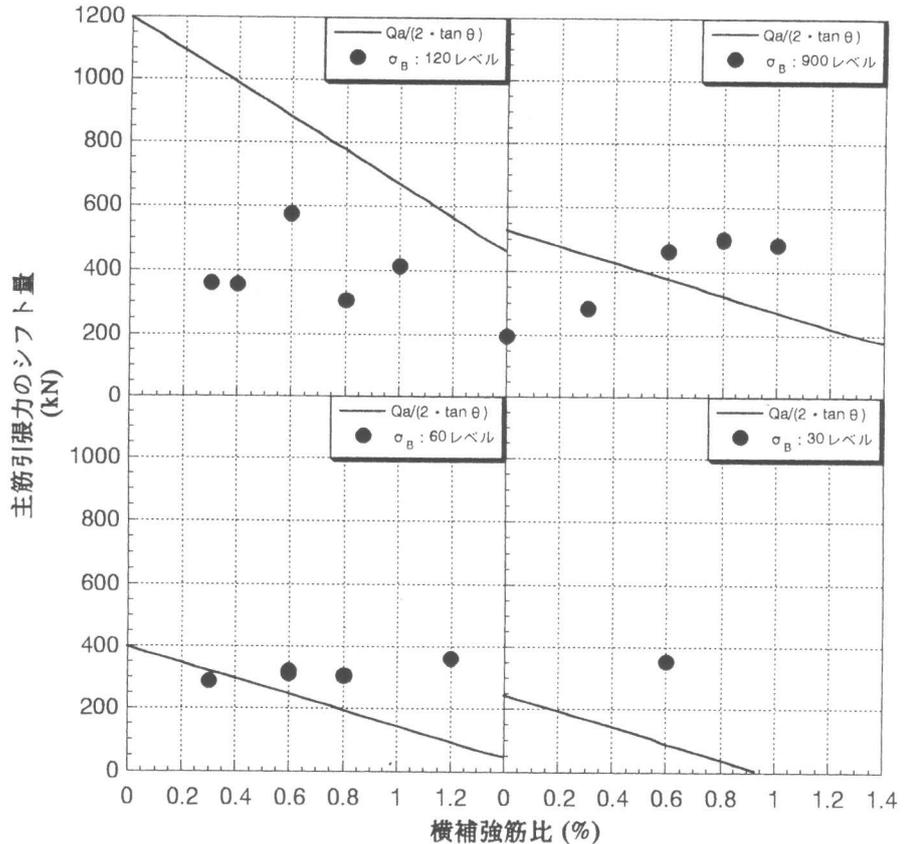
の試験体がせん断破壊していれば、No.1からNo.3への引張力のシフト量の増加の様相から理論値を上回ることも予想される。このことを考慮すると、すべてのコンクリート強度レベルにおいて、横補強筋比が小さいうちは、アーチ作用による主筋引張力増分の理論値を下回り、横補強筋比が大きくなれば、理論値を上回る傾向が全体的にあるといえる。つまり、横補強筋があることによって、主筋の引張力がシフトすると考えられる。

また、小断面シリーズに注目すると、横補強筋比0.6%の試験体がすべてのコンクリート強度レベルに存在し、それらの値はほぼ一定の値を示している。この結果からも、主筋引張力の増分はコンクリート強度の支配されず横補強筋比のみによって支配されていると考えられる。

### 3. 3 せん断力による主筋引張力のシフト量

図一七にトラス作用、アーチ作用を含めたせん断力全体による主筋引張力のシフト量と実験によるシフト量との比較を示す。図中の実線はトラス作用とアーチ作用によるシフト量を合計したもので、コンクリート強度レベルが120 N/mm<sup>2</sup>のもののみが大断面であり、それ以外の90, 60, 30 N/mm<sup>2</sup>レベルのものは小断面である。

大断面シリーズでは、シフト量が理論値を大きく下回る。この原因としては表一に示すようにせん断耐力が計算値を大きく下回っていたことと、荷重方式が正負繰返し荷重であったことが挙げられる。これに対し、小断面シリーズでは横補強筋比の増大とともに理論値に近づく結果を示している。荷重方式の違いを考慮したとしても、大断面と小断面のシフト量に大きな違いがあるため、断面の大きさによって主筋引張力のシフト量の増減に変化があるものと考えられる。それに加え、コンクリート強度レベルの相違もシフト量の増減に関係があると考えられる。トラス・アーチ理論が確立された時期には120 N/mm<sup>2</sup>レベルのコンクリートを想定していたとは考え



図一六 主筋引張力のシフト量（アーチ作用）

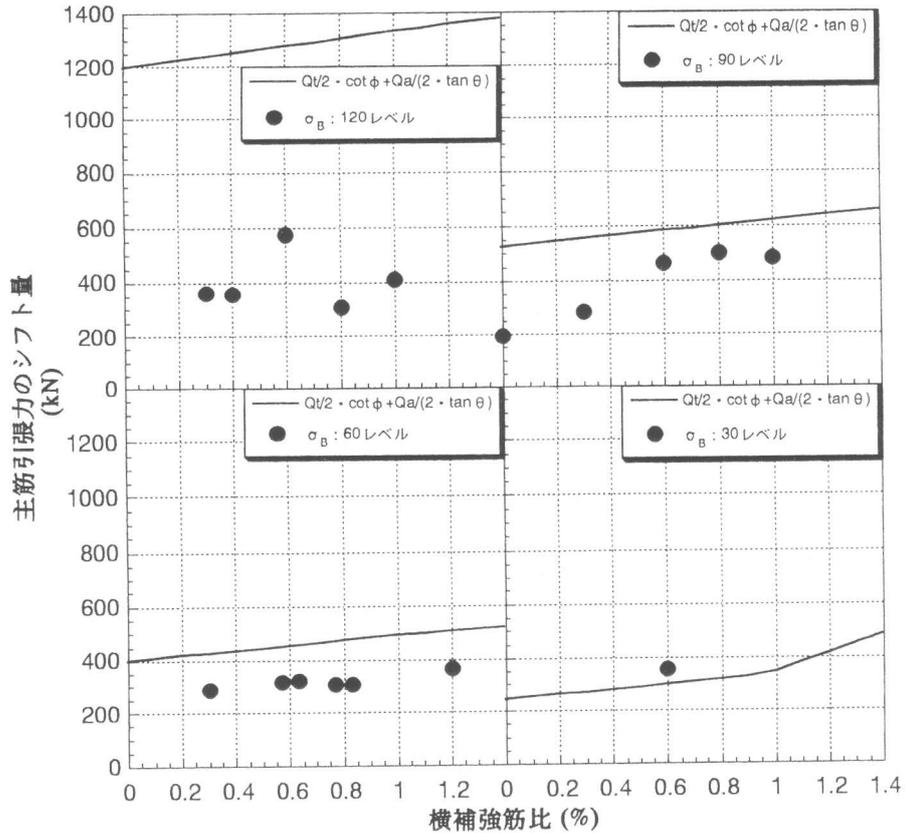
られないため、シフト量が大きく理論を下回る結果となったと考えられる。

### 3. 4 付着応力度に与える影響

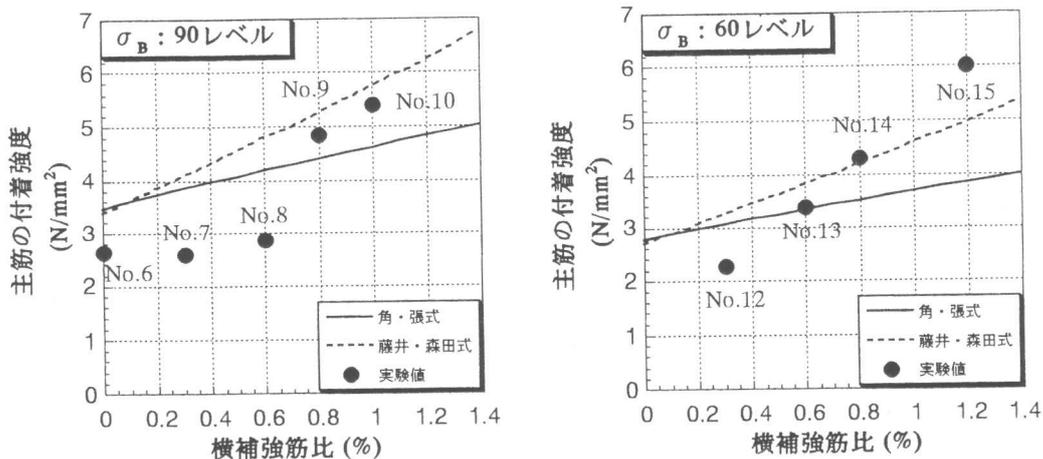
図一8に小断面シリーズの最大耐力時の外側主筋の平均付着応力度を示す。図中の実験値は、主筋に貼付したひずみゲージの値から応力を算出し、文献[2]に示されている付着長さ位置に対応するデータのみを抽出し、主筋の付着応力度を算出したものである。2段配筋の外側主筋の付着割裂強度の計算には文献[5]に示されている以下の算定式を採用した。

$$\tau_{u,0} = \tau_u \cdot \{1 + (\sum \Psi_i / \sum \Psi_o) \cdot (J_{t,i} / J_{t,o}) \cdot (A_{s,i} / A_{s,o})\} \quad (6)$$

但し、 $\tau_u$ ：藤井・森田式による付着割裂強度 ( $N/mm^2$ )、 $\sum \Psi_i$ ：内側主筋周長和 (mm)、 $\sum \Psi_o$ ：外側主筋周長和 (mm)、 $J_{t,i}$ ：内側の主筋間距離 (mm)、 $J_{t,o}$ ：外側の主筋間距離 (mm)、 $A_{s,i}$ ：内側主筋断面積 ( $mm^2$ )、 $A_{s,o}$ ：外側主筋断面積 ( $mm^2$ )



図一7 主筋引張力のシフト量



図一8 主筋の付着応力度

図中の実線は上式の  $\tau u$  に角・張式 [6],[7] の付着割裂強度を代入し、鎖線は藤井・森田式 [8] の付着割裂強度を代入したものである。角・張式は 2 段配筋の部材に適応できないため、付着割裂強度の算定に際し、内側主筋がなく外側の 4 本の主筋のみで付着割裂強度を算定している。それゆえに若干小さめの値が出ている。

角・張式の計算値との比較において、実験値は横補強筋比 0.6 % を境界に両者の大小関係に逆転が生じている。この現象は大断面シリーズにおいてもみられた現象であり [2][9]、横補強筋量の増大にともなうせん断強度の上昇に付着割裂強度が追従できていないことを示している。また、藤井・森田式との比較においては、3・1 で述べた No.15 ( $p_w = 1.2\%$ ) 以外の試験体の付着強度は計算値を下回る結果が得られている。これを考慮し、表—1 に示した試験体の破壊モードを付着割裂破壊と決定した。

コンクリート強度 90 N/mm<sup>2</sup> レベルに注目すると、横補強筋比が 0.8 % を越えると主筋の付着応力度は格段に上昇している。このあたりに先程述べたせん断破壊と付着割裂破壊との境界域があるものと考えられる。また、コンクリート強度 60 N/mm<sup>2</sup> レベルでは 1.0 % 付近に境界点があるものと考えられる。

#### 4. まとめ

横補強筋量のみを実験変数とした 2 種類の断面をもつ RC 部材のせん断破壊型試験より得られた知見をまとめると以下の通りである。

1. トラス作用による主筋引張力のシフト量のから、部材の破壊モードの様相を捉えることは小断面シリーズにおいても可能であった。
2. せん断力による主筋引張力のシフト量から、横補強筋が主筋の引張力に大きな影響を与えるものと考えられる。
3. 2 段配筋の外側主筋の付着応力度と計算値の比較により、部材の破壊モードの変革点を捉えることができた。

#### 参考文献

- [1]建設省 New RC プロジェクト：平成 4 年度構造性能分科会報告書、pp.V-1-V-9、1993
- [2]松野一成・角徹三：正負繰返し荷重を受ける高強度 RC はりのせん断抵抗性状、コンクリート工学年次論文報告集第 16 巻第 2 号、pp.497-502、1994
- [3]Agussalim,Kaku,T.,Matsuno,K.,Matsui,H.:Shear Resistant Behavior of Beams with High Strength Concrete under Monotonic Loading,"Proceedings of the JCI Vol.17,No.2,june 1995 pp.821-826
- [4]市之瀬敏勝・青山博之他：鉄筋コンクリート梁柱部材のせん断設計法（その 1）トラス作用とアーチ作用、日本建築学会東海支部研究報告集、pp.137-141、1988
- [5]狩野芳一・高木仁之他：二段配筋された RC 梁の付着割裂破壊、コンクリート工学年次論文報告集第 13 巻第 2 号、pp.151-157、1991
- [6]日本建築学会・鉄筋コンクリート構造運営委員会：靱性設計小委員会報告書、pp.43-51、1991
- [7]角徹三・服部覚志・松野一成他：横補強筋の降伏応力度が RC 部材の付着強度に与える影響について、コンクリート工学年次論文報告集第 16 巻第 2 号、pp.247-252、1994
- [8]藤井栄・森田司郎：異形鉄筋の付着割裂強度に関する研究—第 2 報 付着割裂強度式の提案—、日本建築学会論文報告集第 324 号、pp.45-52、1983
- [9]松野一成・角徹三他：高強度 RC はりのせん断抵抗性状および付着割裂破壊との関連性、コンクリート工学年次論文報告集第 17 巻第 2 号、pp.809-814、1995