

論文 モルタル充てん継手が接合目地を有する RC はりのせん断性状に及ぼす影響

森 敬倫^{*1}・中村 拓郎^{*2}・松本 智夫^{*3}・二羽 淳一郎^{*4}

要旨 : RC 部材へのプレキャスト工法適用を想定し, 接合目地を有する RC はりのせん断性状に与える継手の影響を明らかにするために, 引張側スリーブ数, 圧縮側スリーブの有無, せん断スパンに占めるスリーブ長をパラメータとした 6 体の RC はり供試体の荷重実験を行った。実験の結果, 引張側や圧縮側へのスリーブの配置本数およびせん断スパンに対するスリーブの長さによってひび割れ性状が変化し, 集約されたせん断補強鉄筋が十分なせん断補強効果を発揮しない場合があった。しかし, すべての引張鉄筋にスリーブを配置した場合, 修正トラス理論によってせん断耐力を安全側に評価できることを確認した。

キーワード : RC はり, せん断耐力, モルタル充てん継手, 接合目地, 集約配筋

1. はじめに

プレキャスト工法では, セグメントと呼ばれるコンクリートブロックを, モルタルやエポキシ樹脂系接着剤などを用いて接合する。特に RC 部材においては, 鉄筋の継手部にモルタル充てん継手が用いられることが多い。モルタル充てん継手におけるスリーブは, 主鉄筋よりも太い径となることから, スリーブ上にせん断補強鉄筋を配置する場合には, 主鉄筋部とは加工の異なるせん断補強鉄筋が必要となる。スリーブ上に配置されたせん断補強鉄筋により, 部材のかぶり厚が決定されるため, 最小かぶり厚を確保するためには主鉄筋を RC 部材のより内側に配置しなければならない。このような課題に対して, せん断補強鉄筋をスリーブ端部に集約して配置する集約配筋工法が提案されている^{1) 2)}。安田らは集約されたせん断補強鉄筋を有し, 同一断面に継手が配置された接合目地を持たない RC はりのせん断性状について検討している³⁾。せん断スパンの支点側もしくは荷重点側に継手を偏らせて配置した場合, 非継手区間にアーチ機構が形成され, せん断耐力は大きく上昇すると報告している。このことから, 同一断面に配置された継手が RC 部材のせん断性状に及ぼす影響は大きいと考えられる。特に, 主鉄筋より剛性の高いスリーブの配置本数や長さが RC はりのせん断性状に及ぼす影響は大きいと推測される。

また, プレキャスト工法を RC 部材に適用した際には, 部材間にモルタル製の接合目地が形成される。筆者らは, 単純支持されたせん断スパン a を有効高さ d で除したせん断スパン比 $a/d=3.2$ の RC はりを対象として, 接合目地の有無, せん断補強方法およびスリーブ位置が, 継手を

有する RC はりのせん断性状に及ぼす影響について検討してきた⁴⁾。そして, これらのせん断耐力は接合目地の有無, せん断補強方法およびスリーブ位置によらず修正トラス理論で安全側に評価することができることを確認している。一方, 接合目地を有することで一時的な荷重の低下も確認され, 接合目地が RC はりのせん断性状に及ぼす影響は大きいと考えられる。しかし, 接合目地を有する RC はりのせん断性状に及ぼす継手の影響にはいまだ不明瞭な部分が多い。

本研究では, 引張側スリーブ数, 圧縮側スリーブの有無およびせん断スパンに占めるスリーブ長をパラメータとした 6 体の RC はり供試体の荷重実験を行い, 接合目地を有する RC はりのせん断性状に対してモルタル充てん継手が及ぼす影響を検討した。

2. 実験概要

2.1 実験ケースおよび供試体概要

表-1 に実験ケース, 表-2 に使用材料, 図-1 に供試体概要をそれぞれ示す。供試体は, せん断破壊先行型となるように設計した $a/d=3.0$ の RC はりであり, 実験パラメータを 1) 引張側スリーブ数, 2) 圧縮側スリーブの有無, 3) せん断スパンに占めるスリーブ長とした合計 6 体

表-1 実験ケース

供試体	引張側スリーブ数	圧縮側スリーブ数	せん断スパンに占めるスリーブ長
No.1	3	0	0.333
No.2	2	0	0.333
No.3	1	0	0.333
No.4	3	3	0.333
No.5	1	0	0.550
No.6	4	0	0.275

*1 東京工業大学大学院 理工学研究科 土木工学専攻 (正会員)

*2 東京工業大学 環境・社会理工学院 土木・環境工学系 助教 博(工) (正会員)

*3 日本スプライススリーブ(株) 技術本部 顧問 博(工) (正会員)

*4 東京工業大学 環境・社会理工学院 土木・環境工学系 教授 工博 (正会員)

表-2 使用材料

コンクリート 呼び強度 (N/mm ²)	引張鉄筋		圧縮鉄筋		せん断補強鉄筋		
	規格	f_y (N/mm ²)	規格	f_y' (N/mm ²)	規格	f_{wy} (N/mm ²)	r_w (%)
30	SBPD930/1080 D22 または D25	1020	SD345 D22 または D25	390	SD295A D6	344	0.352

f_y : 引張鉄筋の降伏強度, f_y' : 圧縮鉄筋の降伏強度, f_{wy} : せん断補強鉄筋の降伏強度, r_w : せん断補強鉄筋比

表-3 スリーブおよびグラウトモルタル諸元

供試体	スリーブ			グラウトモルタル	
	材質	外径(mm)	内径(mm)	長さ(mm)	設計基準強度(N/mm ²)
No.1~No.4	FCAD1000	44	28	300	120
No.5, No.6	FCAD1000	48	31	330	

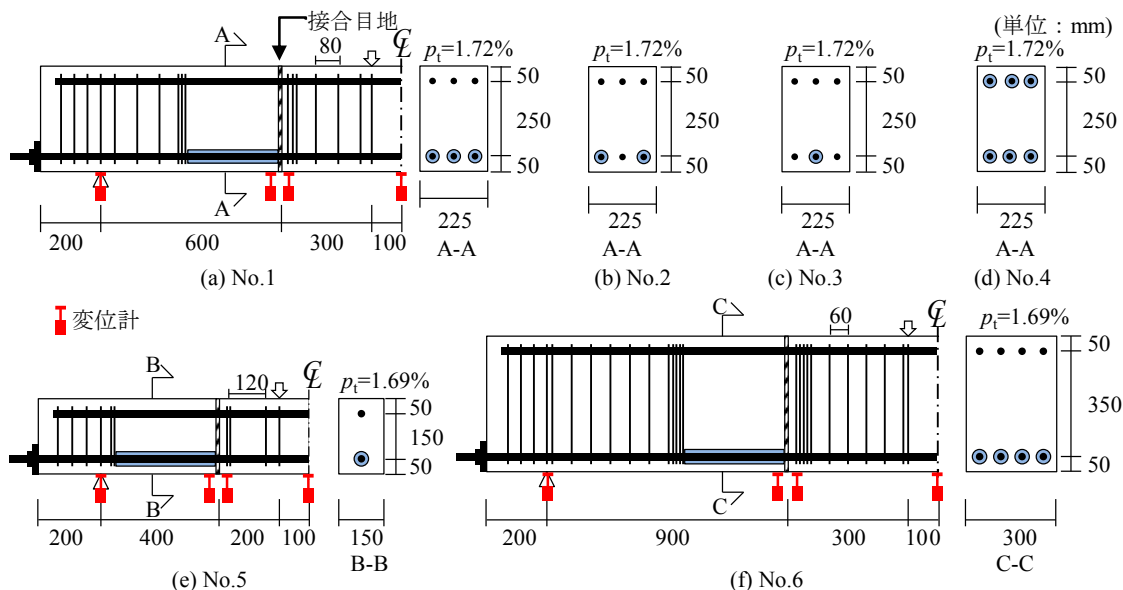


図-1 供試体概要

である。すべての供試体において、載荷点から支点側に向かって有効高さ d の距離に厚さ 20mm の接合目地を設けた。また、スリーブはいずれも接合目地にスリーブ端部が接するように、接合目地に対して支点側に配置した。

引張側スリーブ数による影響を検討するシリーズでは、引張鉄筋を 3 本とし、3 本の引張鉄筋にスリーブを配置した No.1, 2 本の引張鉄筋にスリーブを配置した No.2, 1 本の引張鉄筋にスリーブを配置した No.3 の 3 体を比較対象とした。

圧縮側スリーブの有無による影響を検討するシリーズでは、引張鉄筋と圧縮鉄筋を 3 本ずつとし、3 本の引張鉄筋のみスリーブを配置した No.1, 3 本の引張鉄筋と 3 本の圧縮鉄筋にすべてスリーブを配置した No.4 の 2 体を比較対象とした。

せん断スパンに占めるスリーブ長による影響を検討するシリーズでは、スリーブ長 l_s を概ね同等とし、 $l_s/a=0.550$ の No.5, $l_s/a=0.333$ の No.1, $l_s/a=0.275$ の No.6 の 3 体を比較対象とした。このとき、せん断スパン a , 有効高さ d および部材幅 b を相似的に拡大縮小して設計した。加えて、せん断補強鉄筋比 r_w および引張鉄筋比 p_t は概ね同等とした。

コンクリートは、いずれの供試体も呼び強度 30N/mm² で、粗骨材の最大寸法は 20mm とした。

引張鉄筋には異形 PC 鋼棒(SBPD930/1080)を、圧縮鉄筋には異形鉄筋(SD345)を用いた。それぞれ No.1~4 には D22, No.5 および No.6 には D25 を用いた。引張鉄筋は供試体端部から突出させ、アンカープレートとナットを用いて定着を確保した。せん断補強鉄筋には異形鉄筋 D6(SD295A)を使用した。全ての供試体のせん断補強鉄筋比を同等とするため、せん断補強鉄筋の本数は各供試体で異なっている。スリーブ端部にせん断補強鉄筋を集約して配置するため、スリーブ端部のせん断補強鉄筋数を No.1~4 では 3 本ずつ, No.5 では 2 本ずつ, No.6 では 5 本ずつとした。また、各供試体のその他の一般部のせん断補強鉄筋が均等配置となるよう、配置間隔を No.1~4 では $s=80\text{mm}$, No.5 では $s=120\text{mm}$, No.6 では $s=60\text{mm}$ とした。モルタル充てん継手におけるスリーブおよびグラウトモルタルの諸元を表-3 に示す。グラウトモルタルには設計基準強度 120N/mm² の無収縮モルタルを使用した。なお、本研究では継手内は通し配筋としている。接合目地には設計基準強度 80N/mm² の無収縮モルタルを使用した。スリーブ端部の接合目地側に配置するせん

断補強鉄筋は、供試体表面から 20mm のあきを確保し、配置した。

2.2 荷重実験および計測項目

荷重実験は油圧式 2000kN 試験機およびアムスラー型 1000kN 万能試験機を用いて 2 点単調荷重で行った。荷重点には幅 65mm の鋼板を設置し、支点には幅 70mm の鋼板を設置した。計測項目は、荷重、スパン中央と支点および接合目地から支点側と荷重点側の両側 25mm の位置の鉛直変位、せん断補強鉄筋ひずみ、引張鉄筋ひずみ、等曲げ区間と接合目地の開口変位である。接合目地の開口変位は、接合目地下端をまたぐように検長 50mm の π 型変位計を設置し、計測した。

3. 実験結果と考察

3.1 引張側スリーブ数による影響

図-2 に引張側スリーブ数を 3 本とした No.1、引張側スリーブ数を 2 本とした No.2、引張側スリーブ数を 1 本とした No.3 の荷重-変位曲線を、図-3 に最大荷重時における No.1、No.2 および No.3 のひび割れ性状を示す。なお、供試体 No.2 は底面の水平度が接合目地を境に異なっており、荷重中に面外方向にねじれた状態になったので、安全面に配慮して荷重を中止し、除荷した。

No.1 は引張側スリーブの支点側端部から荷重点に向かって弧を描くような斜めひび割れ（図中太線）が発生し、最大荷重に達した。一方、No.3 は引張側スリーブの支点側端部より 4cm ほど荷重点側の位置から荷重点に向かって斜めひび割れが進展しており、斜めひび割れが一部、引張側スリーブに沿うように発生し、最大荷重に達した。No.2 は荷重が約 150kN のときにスリーブ端部からひび割れが発生し、約 170kN のときにコンクリートの圧縮部にひび割れが到達した。その後、荷重が 288kN のときに供試体が大きく回転したため、荷重実験を中止した。

表-4 にコンクリートの圧縮強度の実験値とそれを用いて求めた計算せん断耐力、実験におけるせん断耐力を示す。せん断耐力の計算には修正トラス理論を用いて式(1)~(3)から算出した。なお、コンクリートが受け持つせん断耐力については二羽ら⁵⁾の式(2)を使用した。

$$V_{u_cal} = V_{c_cal} + V_{s_cal} \quad (1)$$

$$V_{c_cal} = 0.2f_c^{1/3}p_t^{1/3}(d/1000)^{-1/4}[0.75 + 1.4(a/d)]bd \quad (2)$$

$$V_{s_cal} = A_w f_{wy} z / s \quad (3)$$

ここで、 V_{u_cal} : 計算せん断耐力(kN)、 V_{c_cal} : コンクリートが受け持つ計算せん断耐力(kN)、 V_{s_cal} : せん断補強鉄筋が受け持つ計算せん断耐力(kN)、 f_c' : コンクリート圧縮強度(N/mm²)、 d : 有効高さ(mm)、 p_t : 引張鉄筋比、 a/d : せん断スパン比、 b : 部材幅(mm)、 A_w : 1 組のせん断補強鉄筋の断面積(mm²)、 f_{wy} : せん断補強鉄筋の降伏強度(N/mm²)、 z : モーメントアーム長=7d/8(mm)、 s : せん断補強鉄筋の配置間隔(mm)である。

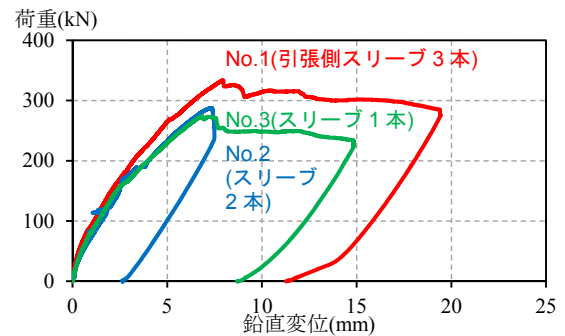


図-2 荷重-鉛直変位関係 (No.1, No.2, No.3)

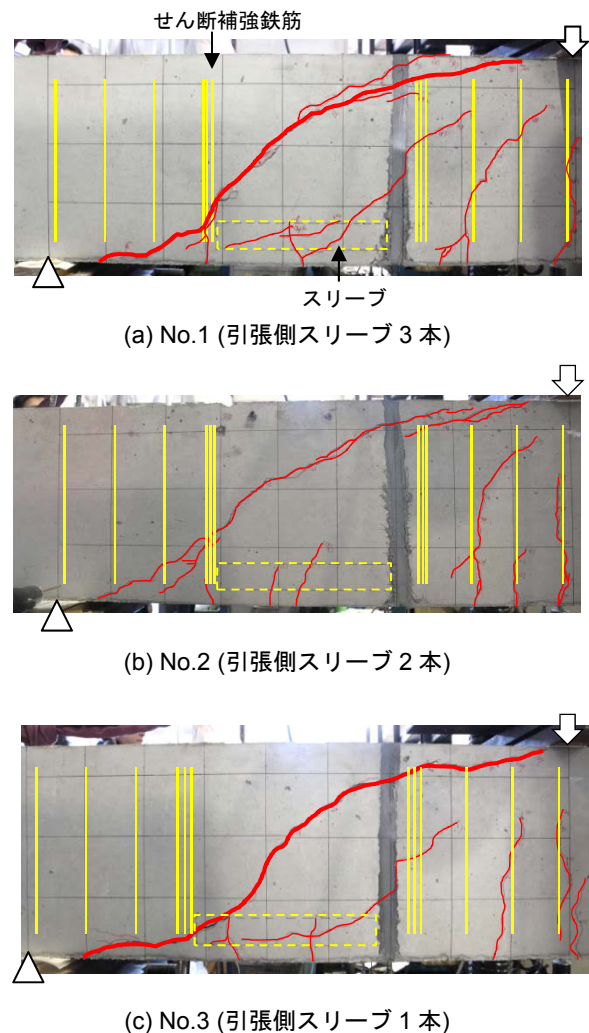


図-3 最大荷重時のひび割れ性状 (No.1, No.2, No.3)

せん断補強鉄筋の配置間隔(mm)である。

なお、接合目地、集約配筋およびスリーブの影響は考慮せず、計算値は、一体打ちの RC はりとして算出したものである。また、破壊に支配的な斜めひび割れを横切るせん断補強鉄筋のひずみからせん断補強鉄筋が負担するせん断力 V_{s_exp} を算出し、実験せん断耐力 V_{u_exp} と V_{s_exp} の差をコンクリートが負担するせん断力 V_{c_exp} とした。

実験の結果、No.1 のせん断耐力は計算値を上回った。しかし、No.3 のせん断耐力は計算値を下回った。また、

表-4 せん断耐力の計算値と実験値の比較（引張側スリーブ数による影響）

供試体	f_c' (N/mm ²)	計算値 (kN)			実験値 (kN)		
		$V_{u, cal}$	$V_{s, cal}$	$V_{c, cal}$	$V_{u, exp}$	$V_{s, exp}$	$V_{c, exp}$
No.1	41.2	163.4	71.6	91.8	166.4 [1.02]	74.3[1.04]	92.6[1.01]
No.2 (載荷中止)	41.2	163.4	71.6	91.8	(143.9)	—	—
No.3	41.2	163.4	71.6	91.8	137.2 [0.83]	9.7[0.14]	127.1[1.38]

[]内の数字は計算値に対する実験値の比, ()は載荷打ち切り時のせん断力

図-2 より No.2 の載荷打ち切り時の荷重は No.3 の最大荷重を上回った。図-3 より, No.3 では破壊に支配的な斜めひび割れ (図中太線) がスリーブ端部に集約されたせん断補強鉄筋をほとんど横切っていないことがわかる。スリーブには節がないため, ねじ節を有する引張鉄筋の方がコンクリートとの付着力が大きい。これにより, 引張側にスリーブを1本配置した場合, スリーブ区間の引張鋼材とコンクリートの付着力が相対的に大きく, 曲げひび割れ間隔が小さくなった。その結果, スリーブ区間において曲げひび割れが発生したと考えられる。そして, その曲げひび割れが進展して, 破壊に支配的な斜めひび割れとなることで, スリーブ端部に集約されたせん断補強鉄筋が, 十分なせん断補強効果を発揮することができなかった。このことから, 修正トラス理論で仮定されているせん断補強鉄筋が負担するせん断力を満足せず, せん断耐力が計算値を下回ったと考えられる。一方, 引張側にスリーブを2本以上配置した場合は, 曲げひび割れがスリーブ端部から発生し, そのひび割れが載荷点に向かって進展する斜めひび割れになる。そして, 斜めひび割れがスリーブ端部に集約されたせん断補強鉄筋を横切ったので, せん断抵抗の増加に寄与すると考えられる。これより, スリーブを2本以上配置した場合, スリーブ端部に集約されたせん断補強鉄筋が十分なせん断補強効果を発揮できたと推察される。また, 引張側にスリーブを1本配置した No.3 のコンクリートが負担するせん断力 $V_{c, exp}$ は, 3本配置した No.1 の $V_{c, exp}$ および計算値 $V_{c, cal}$ より大きかった。前述のように, No.3 と No.1 は主たる斜めひび割れの進展経路が異なり, No.3 では斜めひび割れがスリーブを横切ることによるダウエル作用が, コンクリート負担分 $V_{c, exp}$ の増大の一要因になったと考えられる。しかしながら, $V_{c, exp}$ が No.1 より大きく, この V_c の増大に対してその他の作用が影響したと考えられるため, これについては今後の検討課題である。

図-4 に No.1 および No.3 における最大荷重までの等曲げ区間および接合目地部の開口変位と荷重の関係を示す。No.1, No.3 ともに最大荷重に達するまでは接合目地部の開口は等曲げ区間の開口と同等以下であり, 接合目地部の開口は等曲げ区間に先行しなかったことが確認された。

3.2 圧縮側スリーブの有無による影響

図-5 に, 3本の引張鉄筋にスリーブを配置した No.1

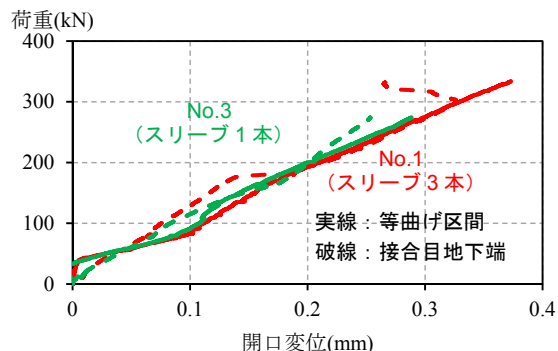


図-4 荷重と開口変位の関係 (No.1, No.3)

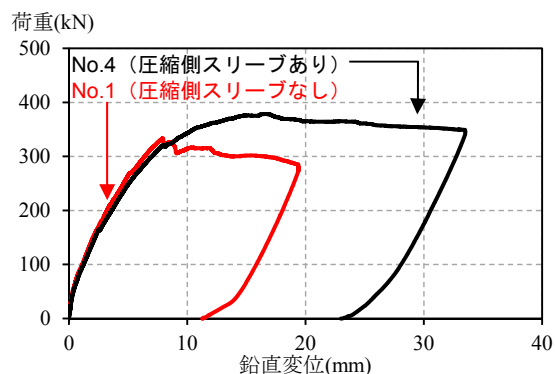


図-5 荷重-鉛直変位関係 (No.1, No.4)



図-6 No.4 の最大荷重時のひび割れ性状

と3本ずつ配置された引張鉄筋と圧縮鉄筋のすべてにスリーブを配置した No.4 の荷重-変位曲線を, 図-6 に No.4 の最大荷重時のひび割れ性状を示す。

No.1 は荷重が 334kN のとき, 引張側スリーブの支点端部から載荷点に向かって弧を描くような斜めひび割れが進展し, 最大荷重に達した。一方, No.4 は荷重が約 180kN のときに圧縮側に配置されたスリーブを貫通するような斜めひび割れが発生した。そして, 荷重が約 320kN のときに, 圧縮側に配置されたスリーブの支点側端部から支点に向かって弧を描くようなひび割れが発生した。この際, 荷重が 3kN 程度低下した。その後, 再度, 荷重が緩

表-5 せん断耐力の計算値と実験値の比較 (圧縮側スリーブの有無による影響)

供試体	f'_c (N/mm ²)	計算値 (kN)			実験値 (kN)		
		V_{u_cal}	V_{s_cal}	V_{sc_cal}	V_{u_exp}	V_{s_exp}	V_{c_exp}
No.1	41.2	163.4	71.6	91.8	166.4 [1.02]	74.3 [1.04]	92.6 [1.01]
No.4	41.2	163.4	71.6	91.8	189.3 [1.16]	87.1 [1.22]	102.1 [1.11]

[]内の数字は計算値に対する実験値の比

やかに上昇しながら大きく変形して、最大荷重に達した。また、非スリーブ区間において多くのひび割れが観察され、引張側のスリーブに沿うひび割れが大きく開口していた。最大荷重後は、No.1 に比べて荷重が緩やかに低下しながら大きく変形していくことが確認された。圧縮鉄筋よりも太径で剛性の高いスリーブが圧縮側にも存在し、最大荷重後も圧縮側のスリーブがせん断力に抵抗したことによって、No.4 の最大荷重後の変形性能は No.1 に比べて向上したと考えられる。

表-5 にせん断耐力の計算値と実験値を示す。No.4 のせん断耐力は No.1 のせん断耐力よりも 14%程度上回っていた。圧縮側のスリーブが、支点から圧縮鉄筋に向かう力を受け持ち、アーチ機構が卓越した結果、圧縮側スリーブの支点側端部から支点に向かって弧を描くようなひび割れが発生した。さらに、圧縮側のスリーブがせん断力に抵抗したことで耐力が上昇したと考えられる。また、図-7 に No.1 および No.4 における最大荷重までの等曲げ区間および接合目地部の開口変位と荷重の関係を示す。圧縮側にスリーブを配置していない No.1 では最大荷重に達するまで接合目地の開口は等曲げ区間と同等以下であることが確認された。一方、圧縮側にスリーブを有する No.4 は荷重が約 270kN のときに、接合目地の開口が等曲げ区間を上回り、荷重が約 340kN のときに最大となった。その後、接合目地の開口は小さくなっていき、等曲げ区間の開口よりも小さくなったあと、最大荷重に達した。No.4 ではひび割れが非スリーブ区間全体に分散していたことから、圧縮側にもスリーブが存在することでスリーブ区間での変形の集中を防ぎ、その結果、接合目地が大きく開口することに至ったと考えられる。

3.3 せん断スパンに占めるスリーブ長の影響

図-8 にせん断スパンに占めるスリーブ長 $l_s/a=0.333$ の No.1、 $l_s/a=0.550$ の No.5 および $l_s/a=0.275$ の No.6 の V/bd と鉛直変位の関係を、図-9 に No.5 および No.6 の最大荷重時のひび割れ性状を示す。No.1 と No.6 はスリーブの支点側端部と載荷点を結ぶようなひび割れが進展し、最大荷重に達した。最大荷重後は、No.1、No.6 ともに緩やかに荷重が低下しながら変形していくことが確認された。No.5 は支点と載荷点を結ぶような斜めひび割れが直線的に進展し、最大荷重に達した。最大荷重後、No.5 は、荷重が一気に 15%程度低下するような、No.1 と No.6 と比べて脆的な挙動を示した。No.1、No.5、No.6 とも

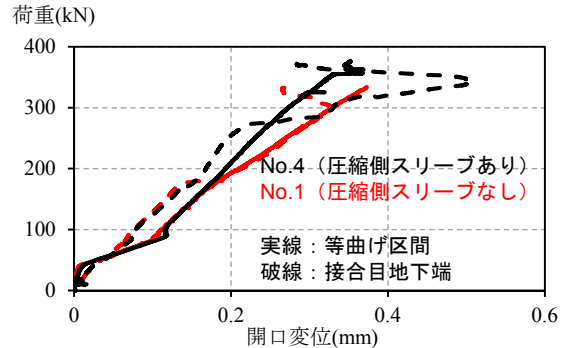


図-7 荷重と開口変位の関係 (No.1, No.4)

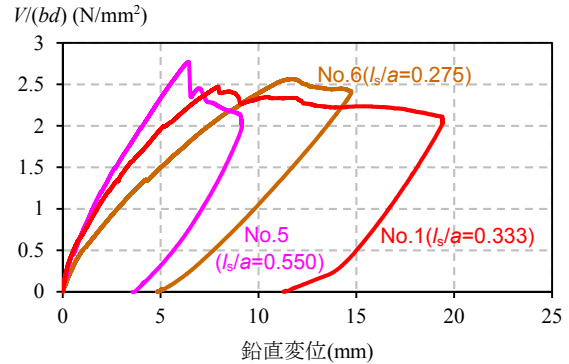


図-8 $V/(bd)$ と鉛直変位関係 (No.1, No.5, No.6)

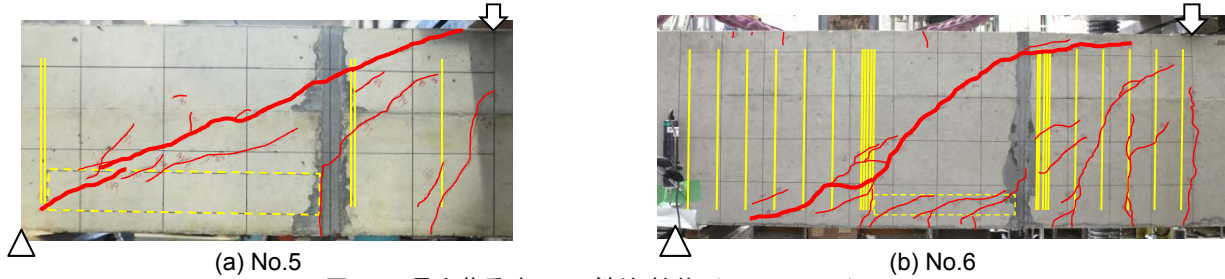
にスリーブの支点側端部から破壊に支配的な斜めひび割れ (図中太線) が発生していることが確認された。No.1、No.6 はスリーブ端部から載荷点に向かって斜めひび割れが弧を描くように進展していたのに対して、No.5 はスリーブ端部から載荷点に向かって斜めひび割れが直線的に進展していることが確認された。スリーブ区間では、せん断補強鉄筋の間隔が非スリーブ区間に比べて大きくなるため、斜め圧縮力がスリーブ区間に集中すると考えられている。特に No.5 では、スリーブ区間が No.1、No.6 と比べてせん断スパンに対して長くなっているため、斜め圧縮力が集中し、その結果、急激な荷重の低下を引き起こしたと考えられる。

表-6 にせん断耐力の計算値と実験値を示す。No.1、No.5 および No.6 ともに実験値が計算値を上回っていた。No.5 では、前述の No.3 と同様に、主たる斜めひび割れがスリーブを横切ることによるダウエル作用が期待されるが、せん断補強鉄筋の方がよりせん断耐力に貢献しており、計算せん断耐力を上回ったと考えられる。一方、No.1 および No.6 では、破壊に支配的な斜めひび割れがスリーブを貫通しておらず、スリーブのダウエル作用は期待できない。しかし、スリーブ端部に集約されたせん断補強鉄筋が十分なせん断補強効果を発揮することで、

表一六 せん断耐力の計算値と実験値の比較（せん断スパンに占めるスリーブ長による影響）

供試体	f_c' (N/mm ²)	計算値 (kN)			実験値 (kN)		
		V_{u_cal}	V_{s_cal}	V_{c_cal}	V_{u_exp}	V_{s_exp}	V_{c_exp}
No.1	41.2	163.4	71.6	91.8	166.4 [1.02]	74.3 [1.04]	92.6 [1.01]
No.5	41.2	76.7	31.8	44.9	83.1 [1.08]	43.6 [1.37]	39.5 [0.88]
No.6	41.2	278.2	128.2	151.0	307.6 [1.11]	177.0 [1.38]	130.6 [0.87]

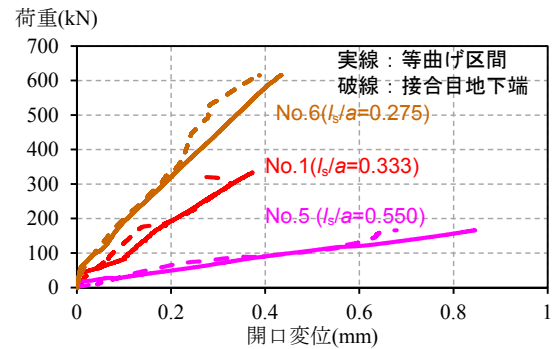
[]内の数字は計算値に対する実験値の比



図一九 最大荷重時のひび割れ性状 (No.5, No.6)

実験せん断耐力は計算せん断耐力を上回ったと考えられる。

図一十に No.1, No.5 および No.6 における等曲げ区間および接合目地部の開口変位と荷重の関係を示す。最大荷重までの No.1, No.5, No.6 における接合目地部の開口は等曲げ区間と同等以下であり、接合目地部の開口は等曲げ区間に先行しないことが確認された。



図一十 荷重と開口変位の関係 (No.1, No.5, No.6)

4. 結論

接合目地を有する RC はりのせん断性状に与える継手の影響を検討するために、6 体の $a/d=3.0$ の RC はり供試体について載荷実験を行った。載荷点から有効高さ d の距離に接合目地を配置し、引張側スリーブ数、圧縮側スリーブの有無およびせん断スパンに占めるスリーブ長をパラメータとした。以上に対して得られた知見を以下に示す。

- 1) 接合目地を有する RC はりにおいて、スリーブを配置しない引張鉄筋を有する場合、破壊に支配的な斜めひび割れがスリーブ端部に集約されたせん断補強鉄筋を横切らず、集約されたせん断補強鉄筋は十分なせん断補強効果を発揮しない可能性がある。
- 2) 圧縮鉄筋にもスリーブが存在した場合、圧縮側のスリーブがせん断力に抵抗し、せん断耐力が上昇した。また、圧縮鉄筋よりも太径である圧縮側のスリーブが最大荷重後の変形性能を向上させることに貢献している。
- 3) せん断スパンに占めるスリーブ長が大きくなると、破壊に支配的な斜めひび割れが引張側に配置されたスリーブを横切った。このとき、スリーブおよびせん断補強鉄筋がせん断力に抵抗したことで、せん断耐力は低下しなかったと考えられる。
- 4) すべての引張鉄筋にスリーブを配置した場合、せん断

断耐力は修正トラス理論で安全側に評価できる。

参考文献

- 1) 日本スプライススリーブ株式会社：NMB スプライススリーブ鉄筋継手を用いた RC 造梁のせん断補強筋集約配筋工法の設計・施工要領，2013
- 2) 例えば，山元雄亮ほか：集約せん断補強を行ったモルタル充填式継手を有する梁部材の構造性能に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文集，Vol.27, No.2, pp.721-726, 2005
- 3) 安田瑛紀，松本浩嗣，松本智夫，二羽淳一郎：モルタル充填式継手と集約配筋が RC はりのせん断性状に与える影響，コンクリート工学年次論文集，Vol.37, No.2, pp.517-522, 2015
- 4) 森敬倫，中村拓郎，松本智夫，二羽淳一郎：モルタル充填式継手と接合目地を有する RC はりのせん断性状，コンクリート工学年次論文集，Vol.39, No.2, pp.469-474, 2017
- 5) 二羽淳一郎，山田一字，横沢和夫，岡村甫：せん断補強鉄筋を用いない RC はりのせん断強度式の再評価，土木学会論文集，No.372/V-5, pp.167-176, 1986