

論文 全数重ね継手の付着割裂強度と重ね継手長さの関係

師橋憲貴*¹・桜田智之*²

要旨：本研究は、RCはり下端主筋の重ね継手を同一断面に集中して設けた全数重ね継手に関して、重ね継手長さが付着割裂強度にどのような影響を及ぼすかを検討したものである。試験体は単純ばり形式で、主筋D19を3組および4組断面内に水平に重ね、鉄筋配置の影響(継手筋のあき間隔)を考慮した上で、重ね継手長さを $20d_b \sim 45d_b$ (d_b :主筋の公称直径)に変化させた。結果として、付着割裂強度は重ね継手長さが長くなるにつれて低下する傾向がみられた。また、重ね継手長さを考慮した付着割裂強度式を誘導し、本実験結果に既往の実験結果を加え、誘導した付着割裂強度式の適合性が確認できた。

キーワード：全数重ね継手、重ね継手長さ、付着割裂強度、ひび割れ幅

1. はじめに

RC構造物の施工技術の合理化の一環として、はり部材同士の鉄筋継手に全数重ね継手を利用することは施工作業の点で利便性を有していることからその有用性が評価されている。このことに対し、1996年2月には日本建築学会より「重ね継手の全数継手設計指針(案)・同解説」がまとめられ、RCはり部材の全数重ね継手の設計の規定が示され、従来認められていなかった同一断面での全数重ね継手の設計が可能になったが、同指針(案)では付着割裂破壊を生じさせない立場から重ね継手長さについてはかなりの安全を考慮した規定になっていると考えられる。

既往の研究での重ね継手の付着割裂強度は、藤井・森田式[1]に基づき主筋とコンクリートの付着に依存するコンクリートの負担分、横補強筋による付着割裂強度増分を累加したものとして評価した付着割裂強度式が提案されている。このうち、コンクリート負担分について、重ね継手長さの影響を考慮したものは、角陸の式[2]、Orangunらの式[3]等があるが、重ね継手長さの影響および継手筋のあき間隔の影響を定量的に検討した既往の研究は少ない。

そこで本研究は、付着割裂強度のうち基礎となるコンクリート負担分(τ_{co})について、重ね継手長さと断面内での継手筋の配置の影響(継手筋のあき間隔)を因子とする付着割裂強度式($\tau_{co, cal.}$)の誘導を行った。なお、誘導式は、はり下端筋がサイドスプリット型の付着割裂破壊を生ずる場合を対象としている。

2. 実験概要

2.1 試験体の計画および形状

図-1、図-2に試験体の形状および断面図

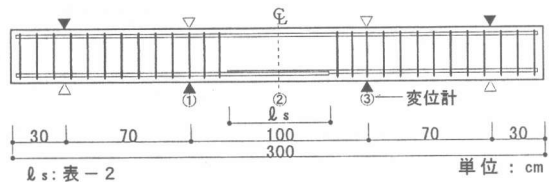


図-1 試験体の形状

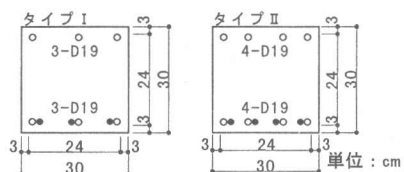


図-2 試験体断面

*1 日本大学助手 生産工学部建築工学科、工修(正会員)

*2 日本大学助教授 生産工学部建築工学科、博士(工学)(正会員)

を示す。試験体は単純ばり形式で、重ね継手は純曲げ区間の下端に設けた。重ね継手長さは $20d_b \sim 45d_b$ まで $5d_b$ ずつ6種類に変化させた。主筋は上端、下端ともD19を使用した。主筋の配筋は、継手筋をはり断面に対して3組水平に重ねた試験体($b_{s1}=3.26$)〔タイプ

I〕と4組水平に重ねた試験体($b_{s1}=1.95$)〔タイプII〕の2種類を計画し、継手筋のあき間隔を変化させ鉄筋配置の影響(b_{s1})を考慮した。底面および側面に対する主筋表面からのかぶり厚さは3cm($1.6d_b$)で、サイドスプリット型の付着割裂破壊を対象とした。継手筋には曲げ降伏に対して継手破壊が先行するよう降伏応力度の高い鉄筋(SD685, SD390)を使用した。純曲げ区間の重ね継手部には横補強筋を配筋せず、付着割裂強度を横補強筋のない場合の付着割裂強度(コンクリート負担分)に限定した。重ね継手部以外の横補強筋にはD10(SD295A)を使用した。

2.2 使用材料の特性

表-1に鉄筋およびコンクリートの材料特性を示す。降伏応力度 σ_y およびヤング係数は、材料試験により公称断面積を用いて算定した。実験時のコンクリート強度 σ_B は 305 kgf/cm^2 (タイプI)ならびに 242 kgf/cm^2 (タイプII)であった。なお、コンクリートの打設は上端筋側から行った。

2.3 加力および測定方法

加力は2点集中による正負繰返し载荷を行った。重ね継手部の付着破壊が発生するまでは荷重制御とし、付着破壊発生後は純曲げ区間中央の変位により制御した。繰返しの履歴は、はり主筋の応力度(σ_t)をはりの曲げ強度略算式により計算し、 $\sigma_t=1000, 2000, 3000$ と 1000 kgf/cm^2 ずつ増加させ、それぞれの応力度で1回ずつの正負繰返しとした。ひび割れ幅はマイクロスコープ(最小目盛り 0.02 mm)を用い、純曲げ区間において継手部の主筋重心線上で測定した。

表-1 使用材料の特性

a)鉄筋

試験体	使用箇所	使用鉄筋	σ_y (kgf/cm^2)	ϵ_y (%)	σ_{max} (kgf/cm^2)	E (kgf/cm^2)
1)~7)	主筋	D19(SD390)	4990	0.26	6840	1.95×10^4
8)~14)		D19(SD685)	8030	0.43	10480	1.85×10^4
1)~7)	横補強筋	D10(SD295A)	3550	0.19	5040	1.85×10^4
8)~14)			3630		5170	1.88×10^4

b)コンクリート

試験体	粗骨材 最大寸法 (mm)	スラブ (cm)	W/C (%)	単位量(kg/m^3)				圧縮強度 σ_B (kgf/cm^2)	割裂強度 (kgf/cm^2)
				水	セメント	砂	砂利		
1)~7)	10.0	10.1	60.0	177	295	840	934	305	25.4
8)~14)		16.3	64.0	178	279	906	893	242	16.4

表-2 試験体詳細および実験結果一覧

試験体名	継手長さ		断面形状	コンクリート強度 σ_B (kgf/cm^2)	最大荷重 Pmax (tf)	曲げひび割れ ($\sigma_t=2000 \text{ kgf/cm}^2$)			付着割裂強度 $\tau_{u \text{ exp.}}$ (kgf/cm^2)	破壊 種別
	$n d_b$	$l_s(\text{cm})$				W_0 (mm)	W_{max} (mm)	n (本)		
1)SI-20B	20 d_b	38.0	 タイプ I	305	15.3	0.063	0.10	7	34.3	S
2)SI-25B	25 d_b	47.5			17.9	0.092	0.10	5	32.2	S
3)SI-30B	30 d_b	57.0			20.0	0.100	0.11	3	30.0	S
4)SI-35B	35 d_b	66.5			22.0	0.075	0.11	4	28.2	S
5)SI-40B	40 d_b	76.0			23.9	0.022	0.06	4	26.8	S
6)SI-45B	45 d_b	85.5			25.9	0.043	0.10	4	25.9	S
7)SI-NB	通し配筋		$p_w=0.75\%$		37.7	0.054	0.08	7	—	F
8)SI-20	20 d_b	38.0	 タイプ II	242	15.9	0.071	0.11	7	26.7	S
9)SI-25	25 d_b	47.5			18.0	0.087	0.14	7	24.3	S
10)SI-30	30 d_b	57.0			19.0	0.065	0.12	8	21.3	S
11)SI-35	35 d_b	66.5			23.2	0.050	0.10	8	22.3	S
12)SI-40	40 d_b	76.0			23.1	0.054	0.12	8	19.4	S
13)SI-45	45 d_b	85.5			25.6	0.063	0.12	9	19.2	S
14)SI-N	通し配筋		$p_w=1.0\%$		62.9	0.081	0.12	9	—	F S

d_b :主筋の公称直径 W_0 :平均ひび割れ幅 W_{max} :最大曲げひび割れ幅 n :ひび割れ本数

$\tau_{u \text{ exp.}}$:式(1)による。S:付着割裂破壊(サイドスプリット) F:曲げ降伏 FS:曲げ降伏後の付着割裂破壊

3. 実験結果

3.1 破壊性状

3.1.1 ひび割れ性状

表-2の実験結果一覧中にひび割れの測定結果を示す。ひび割れは純曲げ区間について曲げひび割れの本数および幅を測定した。平均ひび割れ幅 W_0 は長期荷重時($\sigma_t=2000\text{kgf/cm}^2$)におけるひび割れ幅の合計をひび割れ本数で除したものである。

図-3に長期荷重時($\sigma_t=2000\text{kgf/cm}^2$)の最大曲げひび割れ幅 $W_{\max}$ を示す。最大曲げひび割れ幅は重ね継手長さを $20d_b\sim 45d_b$ に変化させた影響ならびに継手筋組数の変化による影響はみられず、 $W_{\max}$ の範囲は $0.06\text{mm}\sim 0.14\text{mm}$ に納まる結果となった。重ね継手を設けず通し配筋とした試験体と重ね継手を有する試験体の最大曲げひび割れ幅を比較すると、通し配筋とした主筋3本の試験体は $W_{\max}=0.08\text{mm}$ 、主筋4本の試験体は $W_{\max}=0.12\text{mm}$ で、重ね継手を有する試験体の $W_{\max}$ は継手筋を3組としたタイプⅠの平均で 0.10mm 、継手筋を4組としたタイプⅡの平均で 0.12mm となっており、重ね継手の有無による影響はほとんど認められなかった。

3.1.2 最終破壊状況

図-4、図-5に最終破壊状況の例を示す。図-4は継手筋3組の試験体(SI-40B)、図-5は継手筋4組の試験体(SI-40)であるが、側面のひび割れは継手全長に沿った付着ひび割れが明確に現われ、いずれの試験体も最終破壊はサイドスプリット型の付着割裂破壊となっていた。底面のひび割れは、継手筋を3組としたSI-40B(図-4)において、中間の継手筋に明確な付着ひび割れが現われており、継手筋を4組としたSI-40(図-5)と比較して継手筋のあき間隔が広がったことにより、付着ひび割れの発生状況が若干異なる結果となった。

3.1.3 荷重-たわみ関係

図-6、図-7に各試験体の正加力時の荷重-たわみ曲線(包絡線)を示す。たわみは試験体の中央変位を示した。継手筋を3組としたタイプⅠ(図-6)では重ね継手長さが長くなるにつれて初期剛性は僅かに高くなっているが、継手筋を4組としたタイプⅡ(図-7)では重ね継手長さの相違による影響はみられなかった。重ね継手を設けず通し配筋とした試験体と重ね継手を有する試験体の初期剛性を比較すると、タイプⅠ・タイプⅡともに重ね継手を有する試験体の初期剛性は通し配筋とした試験体より若干高くなっていた。また、付着割裂破壊は主筋降伏以前に発生し、付着割裂破壊以降は急激な耐力低下を生じた。最大耐力は重ね継手長さが長くなるほど増加が認められた。

また、タイプⅠとタイプⅡの試験体の比較では重ね継手長さが同一であれば、同等の最大耐力を示している。一例としてSI-45B(タイプⅠ)とSI-45(タイプⅡ)の最大荷重をみると、SI-45Bは 25.9tf 、SI-45は 25.6tf となっており、最大耐力に差はあまりみられていない。このことはタイ

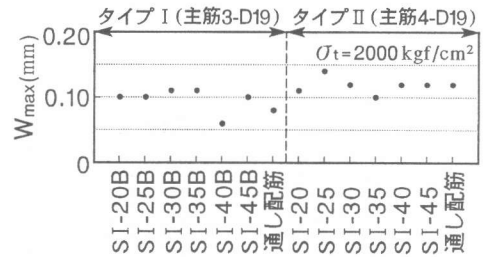


図-3 長期荷重時の最大曲げひび割れ幅

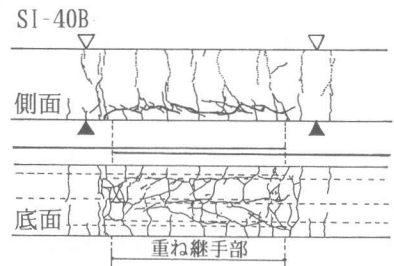


図-4 最終破壊状況[SI-40B]

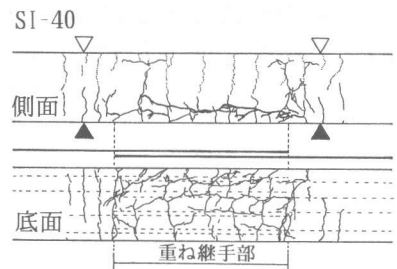


図-5 最終破壊状況[SI-40]

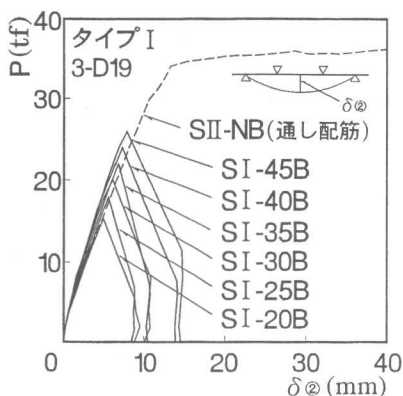


図-6 荷重-たわみ曲線(包絡線)
[タイプⅠ]

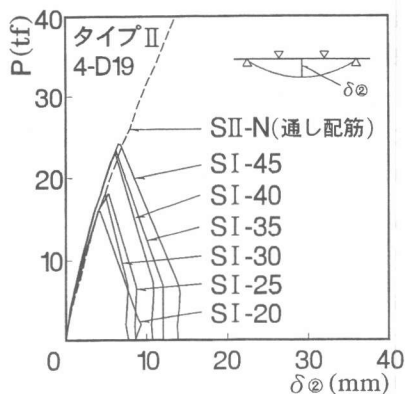


図-7 荷重-たわみ曲線(包絡線)
[タイプⅡ]

ブⅠとタイプⅡでコンクリート強度 σ_B が若干異なっているが、継手筋を3組としたタイプⅠは継手筋を4組としたタイプⅡに比べ継手筋の合計周長は減少し付着耐力は低下することになるが、タイプⅠは継手筋のあき間隔が広くなることで継手筋の配置の影響を受け付着割裂強度が向上しタイプⅡと同等の最大耐力を示したものと考えられる。

4. 付着割裂強度の定量的評価

4.1 付着割裂強度と重ね継手長さの関係

図-8は式(1)により求めた付着割裂強度 $\tau_{u \text{ exp.}}$ と重ね継手長さ(ℓ_s/d_b)の関係を示したものである。

$$\tau_{u \text{ exp.}} = \frac{Mu}{j\phi \ell_s} \quad \dots\dots (1)$$

Mu : 最大曲げモーメント
 j : $7/8d$ (d : はり有効せい)
 ϕ, ℓ_s : 鉄筋の周長, 重ね継手長さ

継手筋を3組としたタイプⅠ(▲印)、4組としたタイプⅡ(●印)ともに重ね継手長さが長くなるにつれて $\tau_{u \text{ exp.}}$ は徐々に低下する傾向がみられた。また、同一重ね継手長さにおいて、タイプⅠとタイプⅡを比較すると、継手筋を3組としたタイプⅠの方が継手筋のあき間隔(b_{si})が大きいことおよび σ_B が若干高いことにより $\tau_{u \text{ exp.}}$ の向上が認められた。

4.2 重ね継手長さを考慮した付着割裂強度式の誘導

図-9は縦軸を $\tau_{u \text{ exp.}}/\sqrt{\sigma_B}$ として、コンクリート強度の影響を無次元化し、重ね継手長さ(ℓ_s/d_b)との関係を示したものである。

図-9よりタイプⅠ・タイプⅡともに重ね継手長さが長いほど $\tau_{u \text{ exp.}}/\sqrt{\sigma_B}$ は減少している。またいずれの重ね継手長さの場合ともタイプⅠはタイプⅡの耐力を上回っており、付着割裂強度は継手筋のあき間隔(b_{si})と相関のあることが認められる。重ね継手の継手筋の配置に関する評価方法については、筆者らの既

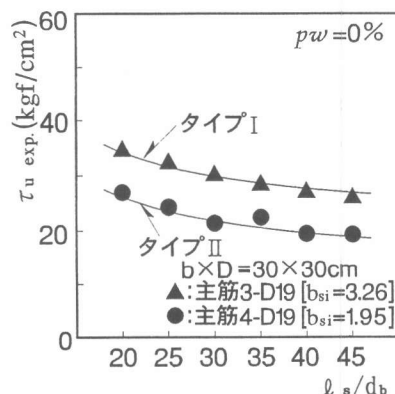


図-8 $\tau_{u \text{ exp.}}$ - ℓ_s/d_b 関係

表-3 付着割裂強度誘導式

誘導式:

$$\tau_{co\ cal.} = (0.46 + 0.23b_{si} + 14.85/\frac{\ell_s}{d_b})\sqrt{\sigma_B} \dots (2)$$

$$b_{si} = \frac{b - \sum d_b}{\sum d_b'} \dots (3) \text{ (文献[4])}$$

σ_B : コンクリート強度 (kgf/cm²)

b : はり幅 d_b : 主筋径

$\sum d_b$: 重ね継手の主筋の直径の総和
(重ね継手の主筋1組は2本と数える)

$\sum d_b'$: 重ね継手の外側での主筋の直径の総和
(重ね継手の主筋1組は1本と数える)

往の研究[4]で、サイドスプリット型の破壊形式を判別する式が表-3中の式(3)に示す b_{si} として求められている。そこで、図-9を基に下端筋を対象とした付着割裂強度について重ね継手長さ(ℓ_s/d_b)と b_{si} を変数にして回帰分析を行った。得られた誘導式を式(2)に示す。

$$\tau_{co\ cal.} = (0.46 + 0.23b_{si} + 14.85/\frac{\ell_s}{d_b})\sqrt{\sigma_B} \dots (2)$$

図-10は式(2)より求めた計算値($\tau_{co\ cal.}$)と実験値($\tau_{u\ exp.}$)の関係である。計算値は実験値に対して良好な適合性を示している。

4.3 既往の付着割裂強度算定式との比較

ここでは、本実験結果に既往の実験データを加え、重ね継手長さの影響を考慮した既往の付着割裂強度式との比較を行った。重ね継手長さの影響を考慮した既往の付着割裂強度式としては、角陸の式[2]、Orangunらの式[3]を用いた。これらの式の概要を表-4に示す。角陸の式は、高強度コンクリートを使用した実験結果も対象に含め、付着割裂強度がコンクリート強度 σ_B の0.3乗に比例する形式としている。Orangunらの式は、継手筋の配置の影響を考慮する方法としてかぶり厚さと継手筋同士のあき間隔の半分のうち小さい方の値を変数として使用する形式となっている。なお、既往の実験データはサイドスプリット型の破壊モー

表-4 既往の付着割裂強度算定式

角陸式[2]:

$$\tau_{u\ KA} = (2.7 + 0.5b_i + 25.0/\frac{\ell_s}{d_b})\sigma_B^{0.3}$$

b_i : b_{vi}, b_{ci}, b_{si} の最小値

$$b_{vi} = \sqrt[3]{\frac{2C_{min}}{d_b} + 1} \quad C_s: \text{側面かぶり厚さ}$$

$$b_{ci} = \sqrt[3]{\frac{C_s + C_b}{d_b} + 1} - 1 \quad C_b: \text{底面かぶり厚さ}$$

$$b_{si} = \frac{b}{N d_b} - 2 \quad N: \text{継手筋組数}$$

Orangun, Jirsa, Breen式[3]:

$$\tau_{u\ OR} = (1.2 + \frac{3C}{d_b} + 50/\frac{\ell_s}{d_b})0.265\sqrt{\sigma_B}$$

$$\frac{C}{d_b} < 2.5 \quad C: \text{かぶり厚さと鉄筋のあきの半分のうち小さい方の値}$$

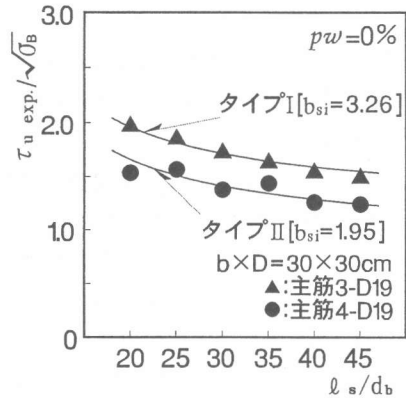


図-9 $\tau_{u\ exp.}/\sqrt{\sigma_B} - \ell_s/d_b$ 関係

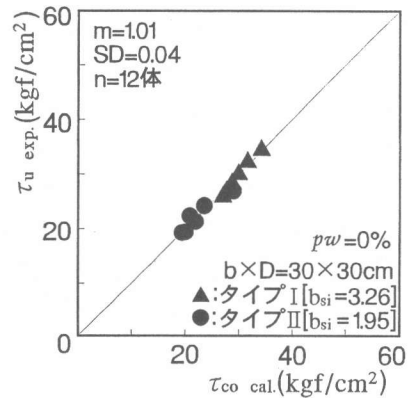


図-10 誘導式による計算値と実験値との関係

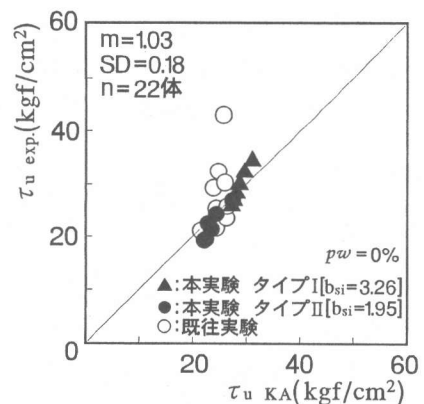


図-11 角陸式と実験値との関係

ドを示した10体である[5]~[10]。既往の実験データの試験体パラメータの範囲は重ね継手長さ $20d_b \sim 50d_b$ 、コンクリート強度 $\sigma_B = 179 \sim 390 \text{ kgf/cm}^2$ 、 $b_{si} = 1.91 \sim 3.92$ である。

図-11、図-12はこれらの付着割裂強度算定式を使用した計算値と実験値の関係を示したものである。また、図-13に本誘導式による結果を示す。計算値を実験値で除した付着強度比に関してその平均値 m は $1.00 \sim 1.03$ となり、平均値 m に関しては各算定式ともほぼ良い対応を示しているが、Orangunらの式(図-12)ではややばらつきがあり、計算値が危険側となることが多い結果となっている。角陸式(図-11)と本誘導式(図-13)は平均値 m およびばらつきともほぼ同等で実験値と計算値は概ね良い対応を示している。角陸式と本誘導式との差違は σ_B の評価方法にあるが、 σ_B が普通強度の範囲であれば $\tau_{co, cal.}$ が $\sqrt{\sigma_B}$ に比例する形式で十分評価できることが示された。今後は高強度コンクリートを用いた場合の σ_B の評価ならびに重ね継手長さを考慮した横補強筋による付着割裂強度の増分の評価について検討する必要があると考えている。

5. 結論

全数重ね継手の付着割裂強度と重ね継手長さの関係について、本実験の範囲内で以下の知見を得た。

- 1) 長期荷重時における最大曲げびび割れ幅は、重ね継手長さならびに継手筋の組数による差違は認められなかった。
- 2) 重ね継手長さが長くなるにつれて、付着割裂強度は徐々に低下する傾向がみられた。また、継手筋を3組としたタイプⅠは4組としたタイプⅡと比較し、継手筋のあき間隔が広くなることにより付着割裂強度の向上が認められた。
- 3) 重ね継手の付着割裂強度のうち基礎となるコンクリート負担分について、重ね継手長さを考慮した付着割裂強度式を提案し、既往の実験データとの適合性を確認することができた。

【参考文献】

- [1] 藤井栄他：異形鉄筋の付着割裂強度に関する研究，第2報，付着割裂強度算定式の提案，日本建築学会論文報告集，第324号，pp. 45-53，1983. 2
- [2] 角陸純一：高強度鉄筋コンクリート部材中の重ね継手の力学的性状に関する研究，神戸大学博士論文，1995. 3
- [3] Orangun, C. O. et al.: A Reevaluation of Test Data on Development Length and Splices, ACI Journal, Vol. 74, pp. 114-122, Mar. 1977
- [4] 桜田智之他：重ね継手の付着割裂強度に及ぼす横補強筋および中子筋の効果に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文集，第465号，pp. 119-128，1994. 11
- [5] 池田尚治：鉄筋の重ね継手とその改良，セメントコンクリート，No. 321，pp. 18-22，1973. 10
- [6] 阿部博俊他：太径異形鉄筋(D38)重ね継手の力学的性状に関する研究，セメント協会技術年報，pp. 428-433，1973
- [7] 白川潔：らせん筋で補強された太径鉄筋D51重ね継手の強度，コンクリートライブラリー，No. 40，pp. 108-112，1979
- [8] 出頭圭三他：D32鉄筋の重ね継手に関する実験，土木学会年次学術講演会講演集，pp. 372-373，1975
- [9] 桜田智之他：太径鉄筋を用いた全数重ね継手の付着割裂強度に関する研究，日本建築学会構造系論文集，第478号，pp. 153-162，1995. 12
- [10] 角陸純一：高強度鉄筋コンクリート部材中の重ね継手の性状に関する研究，日本建築学会構造系論文報告集，第453号，pp. 51-58，1993. 11

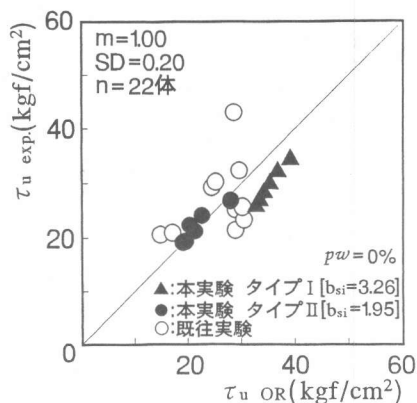


図-12 Orangunらの式と実験値との関係

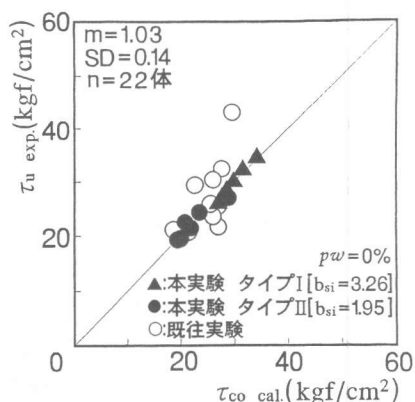


図-13 本誘導式と実験値との比較