

## (10) ダウエル効果とキンキング効果による力学的因子で評価したスタッドボルトせん断伝達強度

伊藤 嘉則<sup>1</sup>

<sup>1</sup>正会員 一般財団法人建材試験センター 中央試験所（〒343-0003 埼玉県草加市稲荷5丁目21番地20号）  
E-mail:itou@jtccm.or.jp

鉄筋・ボルトなどで緊結された複合構造接合部（例えば、鉄筋コンクリート部材と鉄筋コンクリート部材、鉄筋コンクリート部材と鉄骨部材）におけるせん断伝達強度は、コンクリート圧縮強度  $\sigma_b$ 、鉄筋・ボルトの径  $A_s$  及び降伏強度  $\sigma_s$  によるパラメータに影響を受けることは知られており、その挙動はダウエル効果及びキンキング効果によるせん断抵抗機構で説明できる。

本論文は、複合構造接合部に使用されるスタッドボルトのせん断伝達強度を、ダウエル効果及びキンキング効果による力学的因子（それぞれ、 $A_s \sqrt{\sigma_s \cdot \sigma_b}$ 、 $A_s \cdot \sigma_s$ ）で評価した。方法論としては、文献から採取した200体の押し抜きせん断データに対して重回帰分析したが、スタッドボルト高さ比、へりあき比及びはしあき比の影響も考慮した強度式の提案を行った。

**Key Words :** studt bolt,, shear transfer strength, dowel effect, kinking effect

### 1. はじめに

鉄筋コンクリート造による既存建築物を枠付き鉄骨ブレースで耐震補強する際に生じる間接接合部では、鉄骨部材と鉄筋コンクリート部材による複合構造接合部が形成される。この接合部では、コンクリート部材に埋め込んだあと施工アンカー鉄筋と鉄骨部材に溶接された頭付きスタッドボルトによって緊結され、両者部材間に無収縮性グラウトモルタルを充填することで一体化が図られている。この接合部に水平力が作用すると、グラウトモルタルと鉄骨部材間及びグラウトモルタルと鉄筋コンクリート部材間の接合界面に滑り変形が生じ、接合界面に直交するアンカー鉄筋及びスタッドボルトにせん断力が伝達されることになるので、せん断伝達強度に影響を及ぼすパラメータ因子にはコンクリート圧縮強度、鉄筋・ボルトの径及びその降伏強度などが挙げられる。これらのパラメータ因子がせん断伝達強度に与える影響については、プレキャスト鉄筋コンクリート造の接合部などを対象に理論的な検証が行われ、ダウエル効果、せん断摩擦効果、キンキング効果などの力学的因子で構成されたせん断伝達強度式が多数提案されている<sup>例えは2, 3)</sup>。

そうした中、筆者文献4)の研究では、複合構造接合部を構成する鉄筋・ボルトのうち異形鉄筋を用いた接着系あと施工アンカーに着目し、そのせん断伝達強度もダウ

エル効果及びキンキング効果の累加で説明できることを示した。他方、筆者文献5)の実験によると、複合構造接合部における滑り破壊面は「グラウトモルタルと鉄筋コンクリート部材間」の境界面ではなく「グラウトモルタルと鉄骨部材間」の境界面にて滑り変形が卓越することが明らかとなった。ゆえに、間接接合部でもあと施工アンカーの変形に比してスタッドボルトの変形の方が大きくなることが推測され、スタッドボルトのせん断伝達強度（最大強度）を把握することは間接接合部の強度評価をするうえで重要な項目の1つになる。

ところで、スタッドボルトは間接接合部以外にも鉄筋コンクリート造による床スラブと鉄骨梁との接合部におけるズレ止めとしても使用され、建築物のみならず土木構造物でも多様に用いられている<sup>6)</sup>。そうした中、スタッドボルトのせん断伝達強度式としてFisherによる実験式が多くの指針で取り入れられており<sup>7)</sup>、コンクリートヤング係数、コンクリート圧縮強度が関数となっている。その後、平城は<sup>8)</sup>、スタッドボルトのせん断伝達強度に影響するパラメータ因子をより詳細に分析した上で、それらパラメータの組み合わせに対して重回帰分析をもとに構築したせん断伝達強度式の提案を行っている。多数のデータを用いて導かれた同算定式の信頼度は高いが、Fisher式を含め実験式であるため力学的説明が十分できず、式中のパラメータに乗じられている係数がもつ物理的

意味が曖昧となっている。したがって、統計的手法を用いるにしても単なるパラメータ因子の組み合わせで式を構成するのではなく、せん断抵抗機構そのものを表わす力学的因子を直接用いれば統計的手法によって得られた実験式であっても係数をもつ物理的意味を把握しやすくなり、プレキャスト鉄筋コンクリート造接合部、あと施工アンカー鉄筋などに対して提案されているせん断伝達強度式との対比も可能になる。

以上において、近年スタッドボルトについても理論にもとづいた検証が進められている中<sup>例えば9)</sup>、本論文は鉄筋・ボルトなどのせん断抵抗機構として経験則で知られるダウエル効果及びキンキング効果による力学的因子を取り上げ、スタッドボルトせん断伝達強度（最大強度）との関係を調べた。方法論としては、文献よりスタッドボルトのせん断伝達強度に関する実験データを採取し、回帰分析にもとづく手法を用いて検証を進めた。また、最終提案の際には、スタッドボルト高さ比、へりあき比及びはしあき比がせん断伝達強度に及ぼす影響係数を考慮した形の強度式を提示した。

## 2. 検証に用いる文献データ

本論文で検証に用いるスタッドボルトのせん断伝達強度に関わる実験データは、鉄骨部材に溶接されたスタッドボルトがコンクリート部材中に埋め込まれた複合構造接合部として構成され、二面せん断による押し抜きせん断実験が実施された国内の文献資料を用いた。採取の対象とする試験体は、図-1 に示すように矩形断面を有するコンクリート部材で構成されたもの（T 型スラブに加え、間接接合部のような限定的なものも除く）とした。その際、コンクリート打設方向は、図-1 中の上側から

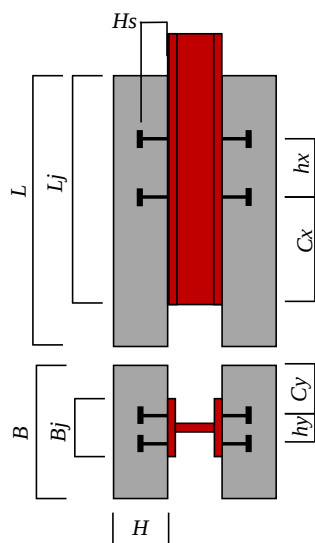


図-1 二面せん断押し抜きせん断試験による試験体

打設されたものを原則とするが、全ての文献で打設方向が記されておらず、打設方向の影響そのものを論じた文献は採取対象に含まれていない。得られたデータ数は345 体であるが、接合界面にテフロンシート・ゴム材・ウレタンなどが設けられたもの、疲労試験を目的としたについてはデータを除外（これにより、292 体となる）した。さらに、へりあき距離及びはしあき距離の影響を受ける 56 体も一旦、検討データから除外（へりあき及びはしあき距離がせん断伝達強度に及ぼす影響の検討を行う際に用いる）した。これによりデータ数は 236 体となったが、さらに破壊モードが不明なもの 36 体を除く 200 体（コンクリート破壊 106 体、（以下、記号：モード C）、スタッドボルトのせん断破壊 94 体（以下、記号：モード S））を最終的な検討対象として選定した。表-1 は 200 体の試験体諸元、図-2 は代表的因子の頻度分布である。

表-1 収集した345体のうち検討対象200体の試験体諸元

| 項目                                          | 平均値  | 範囲          | 標準偏差  |
|---------------------------------------------|------|-------------|-------|
| スタッドボルト径 $D_s$ [mm]                         | 18   | 13 ~ 22     | 2.7   |
| スタッドボルト降伏強度 $\sigma_s$ [N/mm <sup>2</sup> ] | 468  | 400 ~ 735   | 79    |
| スタッドボルト高さ $H_s$ [mm]                        | 93.2 | 40 ~ 150    | 25.7  |
| スタッドボルト本数 $N$ [本]                           | 2.3  | 2 ~ 6       | 0.78  |
| スタッドボルト間隔 $h_x$ [mm]                        | 227  | 120 ~ 350   | 68.3  |
| スタッドボルト間隔 $h_y$ [mm]                        | 92   | 66 ~ 110    | 11.1  |
| コンクリート圧縮強度 $\sigma_b$ [N/mm <sup>2</sup> ]  | 30.9 | 18.1 ~ 62.3 | 10.4  |
| スタッドボルト高さ比 $H_s/D_s$                        | 5.2  | 1.8 ~ 10.8  | 1.6   |
| へりあき比 $C_x/H_s$                             | 3.00 | 1.3 ~ 8.0   | 1.5   |
| はしあき比 $C_y/H_s$                             | 2.2  | 1.2 ~ 4.5   | 0.8   |
| 鋼材幅 $B_j$ [mm]                              | 213  | 122 ~ 300   | 62.8  |
| 鋼材長さ $L_j$ [mm]                             | 445  | 250 ~ 935   | 127   |
| コンクリート部材厚さ $H$ [mm]                         | 157  | 100 ~ 500   | 60.9  |
| コンクリート部材幅 $B$ [mm]                          | 412  | 200 ~ 920   | 139.6 |
| コンクリート部材長さ $L$ [mm]                         | 520  | 250 ~ 1000  | 133.2 |

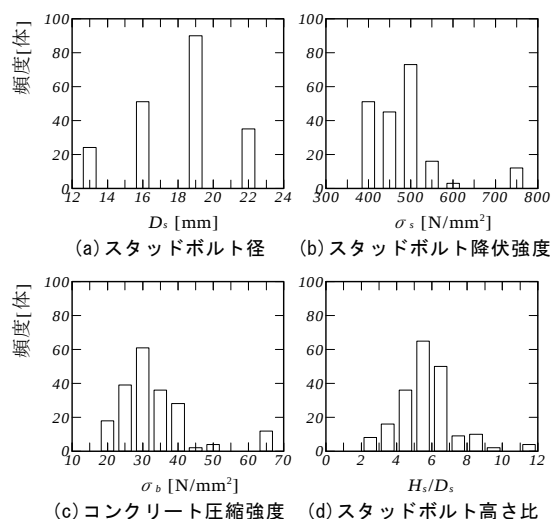


図-2 200体の試験体の代表的因子の頻度分布

### 3. ダウエル効果とキンキング効果

#### 3.1 セン断伝達機構

鉄骨部材と鉄筋コンクリート部材がスタッドボルトで緊結された接合要素に地震力が作用すると接合界面に滑り変形が生じ、接合界面上でせん断力が伝達されることになる。そのせん断伝達は、接合界面に直交するスタッドボルトのせん断抵抗によって行われる。このとき、**図-3**に示すように周辺コンクリートを支圧し接合界面近傍で局所的な曲げ変形が生じる。この局所的な曲げ変形によってコンクリートを支承とした曲げモーメントがスタッドボルトに発生し塑性ヒンジを形成する。このせん断抵抗がダウエル効果 $Q_d$ である。さらに、せん断力が加わるとスタッドボルトの曲げ変形が著しく大きくなり局所的なくびれが生じることでボルトに引張力が作用する。このせん断抵抗がキンキング効果 $Q_k$ である。

これらの状態においてスタッドボルトには曲げモーメントと引張力が作用し、塑性ヒンジ部の断面には塑性軸力 $T_p$ と塑性曲げモーメント $M_p$ が生じることになる。その応力状態は、**図-4**に示すように断面中央部は引張応力による降伏応力、上下円弧部分は局所曲げ変形から生じる曲げモーメントによる降伏曲げ応力が作用していることが知られている<sup>2)・3)</sup>。両者応力を引張及び曲げのみによる降伏軸力 $T_y$ 及び降伏曲げモーメント $M_y$ に対する低減係数（それぞれ $C_t$ 及び $C_m$ ）を用いて表現すると、 $T_p$ 及び $M_p$ がそれぞれ式(1)及び式(2)で表される。

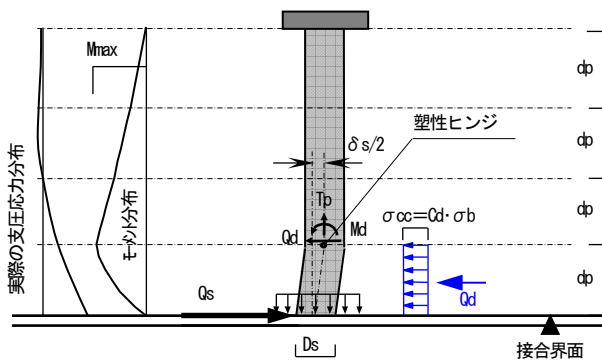


図-3 スタッドボルトのせん断抵抗機構

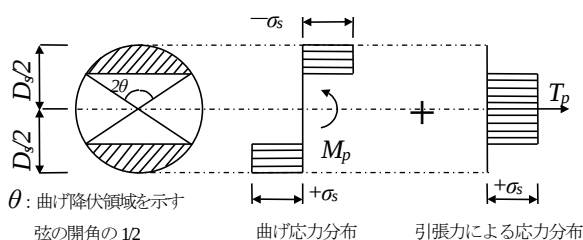


図-4 塑性ヒンジ部でのスタッドボルトの断面応力

$$T_p = C_t \cdot T_y = C_t \cdot A_s \cdot \sigma_s \quad (1)$$

$$C_t = \frac{2}{\pi} \cdot \left( \frac{\pi}{2} - \theta + \frac{1}{2} \sin 2\theta \right) \leq 1$$

$$M_p = C_m \cdot M_y = C_m \cdot \sigma_s \cdot D_s^3 / 6 \quad (2)$$

$$C_m = \frac{3}{4} \cdot \left( \sin \theta - \frac{1}{3} \sin 3\theta \right) \leq 1$$

ここで、 $\theta$ ：曲げ降伏領域を示す弦の開角の1/2  
 $A_s$ 、 $D_s$ 、 $\sigma_s$ ：スタッドボルトの断面積[mm<sup>2</sup>],  
 径[mm]及び降伏強度[N/mm<sup>2</sup>]

なお、再述すると、キンキング効果は**図-5**に示すように接合界面に大きな滑り変形が生じた際に発生するボルトの局所的なくびれによる抵抗機構であり、式(3)で与えられる角度 $\alpha$ 方向の斜め引張力の分力（水平成分）として与えられる。

$$Q_k = N_d \cdot \sin \alpha \quad (3)$$

ボルトの傾斜角 $\alpha$ の正弦成分は滑り変形による関数で与えられ、 $N_d \cdot \sin \alpha$ を式(1)の引張力 $T_p$ で用いられている低減係数 $C_t$ に包含させた形で表現すると、式(3)は式(4)で表わすことができる。

$$Q_k = C_t \cdot A_s \cdot \sigma_s \quad (4)$$

他方、鉛直引張力に対するコンクリート反力は接合界面に対しては摩擦力となるが、これは Mattock が示したせん断摩擦効果となり後述する式(7)と同じ形の表現で与えられるが、キンキング効果とは物理的意味が異なる。すなわち、純せん断応力場での鋼材降伏条件として Von Mises の考えがあり、**図-6**は $\sigma_x$ と $\tau_{xy}$ 平面上（ $\sigma_x$ ：一軸引張軸、 $\tau_{xy}$ ：純せん断軸）に表される降伏曲面であるが、この降伏条件を用いるとボルトの降伏せん断力 $Q_y$ が式(5)で表わされることになる。

$$Q_y = 0.58 A_s \cdot \sigma_s \quad (5)$$

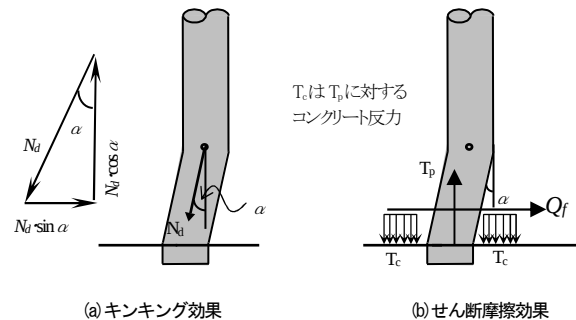


図-5 キンキング効果とせん断摩擦効果

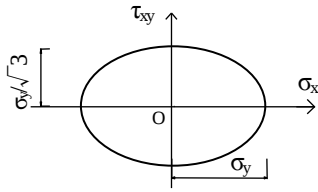


図-6  $\sigma_x$ - $\tau_{xy}$ 平面上的降伏曲面 (Von Mises の降伏条件)

式(5)は式(4)中の $C_t$ を0.58で表現したことになるが、これは図-4中の断面中央部分でなす降伏強度 $\sigma_s$ に対するキンキング効果の寄与率を意味し、摩擦係数を表わすせん断摩擦効果とは係数もつ力学的意味が異なっている。つまりは、本論文で $A_s \cdot \sigma_s$ で表わす力学的因子は、Von Misesの降伏条件で与えられる純せん断抵抗（言い換えれば、キンキング効果）によるものと定義し、せん断摩擦効果と区別する。なお、式(5)は降伏条件を与えているので、実験から得られる破断強度は式(5)算定値より高い値が得られることになる。

### 3.2 せん断抵抗機構に関わる既往の評価式

鉄筋・ボルトなどのせん断抵抗機構については、プレキャスト鉄筋コンクリート造接合部を対象に数多くの理論的検証がなされている。それらの研究において、鉄筋のせん断伝達強度（ただし、コッターなし、外部軸力なしの場合）を、①Tassiosのようにダウエル効果のみで評価したもの<sup>10)</sup>、②Mattockのようにせん断摩擦効果のみで評価したもの<sup>11)</sup>、③望月・楨谷のようにダウエル効果とせん断摩擦効果を明確に区別し、両者の組み合わせで評価したもの<sup>12)</sup>などがある。これらの式において、 $A_s \sqrt{\sigma_s \cdot \sigma_b}$ がダウエル効果となるが、この場合の $A_s \cdot \sigma_s$ はせん断摩擦効果を表わしている。

$$\text{Tassios : } cal Q_s = 1.65 A_s \sqrt{\sigma_s \cdot \sigma_b} \quad (6)$$

$$\text{Mattock : } cal Q_s = 0.8 A_s \cdot \sigma_s \quad (7)$$

$$\begin{aligned} \text{望月・楨谷 : } cal Q_s = & 1.28 A_s \sqrt{\sigma_s \cdot \sigma_b} \\ & + 0.544 A_s \cdot \sigma_s \end{aligned} \quad (8)$$

ここで、 $A_s$ 及び $\sigma_s$ ：鉄筋・スタッドボルトなどの断面積及び降伏強度

他方、文献1)の耐震改修指針の解説中では、Mattockのせん断摩擦理論というよりは、むしろVon Misesの降伏条件にもとづいた強度式（すなわち、スタッドボルトせん断破壊を対象）として式(9)が記されている。

$$cal Q_s = 0.64 A_s \cdot \sigma_s \quad (9)$$

なお、Fisher式はコンクリート支圧破壊時のせん断伝達強度を対象としており、式(10)となる。

$$cal Q_s = 0.5 A_s \sqrt{E_c \cdot \sigma_b} \quad (10)$$

これらの算定式に対して、スタッドボルトを対象に提案した平城式は式(11)となる。

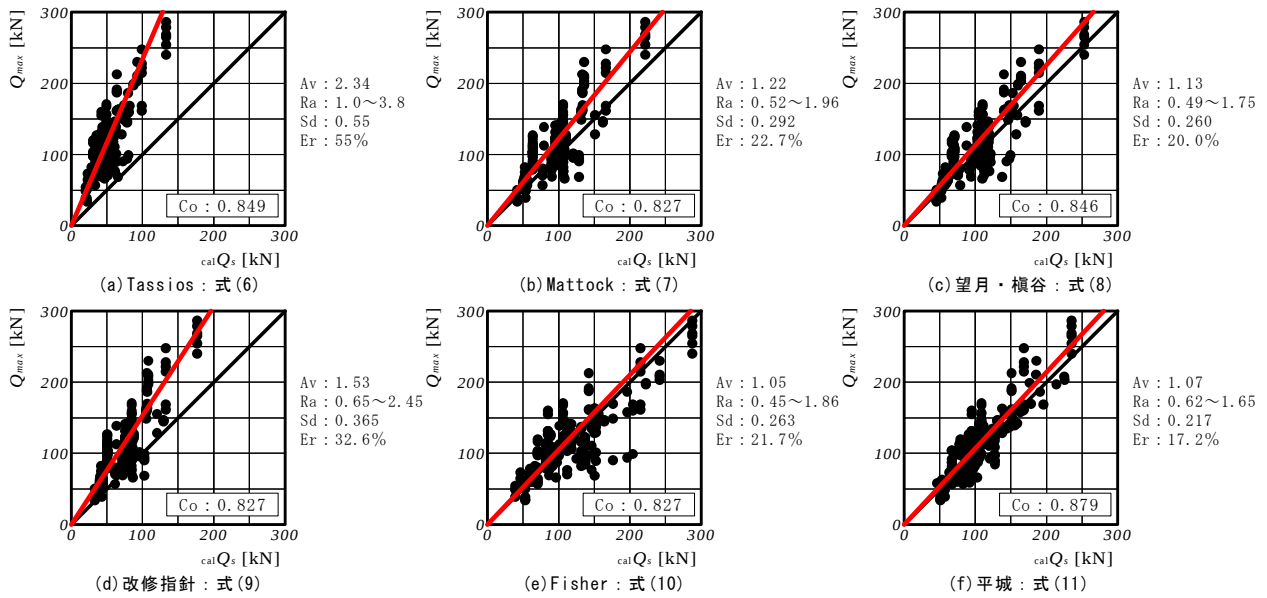
$$cal Q_s = 31 A_s \sqrt{\left(\frac{H_s}{D_s}\right) \cdot \sigma_b} \quad (11)$$

### 3.3 せん断伝達強度と既往式の関係

図-7に、文献から得られた200体のせん断伝達強度（最大強度 $Q_{max}$ ）と既往の算定式（式(6)～式(11)）の関係を示す。ここで、 $Q_{max}$ は二面せん断実験から得られた最大強度をスタッド本数で除した1本当たりの値に換算した。各図の赤実線は、実験値と計算値の間で得られた回帰直線であり $Co$ はその相関係数である。図中の平均値 $Av$ 、範囲 $Ra$ 、標準偏差 $Sd$ は、実験値と計算値の比（ $Q_{max}/cal Q_s$ ）に関する統計値であり、誤差率は式(12)より求めた値である。なお、回帰直線の回帰係数そのものは目的変数と説明変数の共分散により表わされるものであり、 $Q_{max}/cal Q_s$ の比により得られる平均値とは異なることに注意を要する。

$$E_r = \sqrt{\frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \left( \frac{Q_{max} - cal Q_s}{Q_{max}} \right)^2} \quad (12)$$

図-7において、ダウエル効果のみの因子で評価したTassiosの式(6)は、計6式の中で実験値を最も過小に評価する算定式となっていた。同様に、純せん断効果（キンキング効果）による $A_s \cdot \sigma_s$ の因子で評価した式(9)の改修指針式も過小評価の傾向にある。ただし、同じ $A_s \cdot \sigma_s$ による因子でもMattockのせん断摩擦効果による式(7)は、式(9)の係数0.64に対して係数0.8となっているため、結果論としては式(9)ほどの過小評価にはなっていない。そうした中、ダウエル効果及びせん断摩擦効果による2つの因子を用いて評価した望月・楨谷の式(8)は、単独因子のみで評価した上記算定式に比べて平均値及び標準偏差などの統計値で見られる推定精度が向上しており、少なくとも2つのせん断抵抗機構の累加でせん断伝達強度を評価する必要性が示唆される。他方、Fisherの式(10)及び平城式の式(11)による実験式も推定精度が良く、平城式においては計6式の中で最も推定精度の高い算定式となっていた。平城式は、ボルトのせん断抵抗を表わす因子のみならずスタッドボルト高さ比 $H_s/D_s$ もパラメータ因子に加えられており、スタッドボルト特有の性状を捉えた算定式という意味からはFisher式より実験式としての価値は高い。



(注) Av, Ra, Sdは $Q_{max}/Q_{cal}$ に関する基本的統計値であり、それぞれ平均値、範囲、標準偏差を表わす。Erは式(12)より得られる誤差率。

図-7 セン断伝達強度(実験値 $Q_{max}$ )と各提案式(計算値 $cal Q_s$ )の関係

なお、いずれの算定式も $Q_{max}$ と $cal Q_s$ の間で相関性を有している。図-7は因子分析結果を表わしたわけではないのでこの場合の回帰式には大きな意味を有するものではないが、例えばTassios式においてダウエル効果を表わす因子に対して修正係数を生じれば、推定精度の向上を図れる可能性がある。

#### 4. セン断伝達強度と力学的因子の関係

3章の結果に対して、本4章は文献データ200体の最大強度 $Q_{max}$ と $A_s\sqrt{\sigma_s\sigma_b}$ 及び $A_s\sigma_s$ の関係による因子分析結果と位置づけるが、せん断摩擦効果は摩擦係数なる不確定要素を含んだ値を評価することになるので、 $A_s\sigma_s$ をキンキング効果と定義した意図がある。そうした中、筆者はあと施工アンカー鉄筋のせん断伝達強度として $C_t$ 、 $C_m$ 及び $C_d$ を包含する形でせん断力を検討し、滑り変形 $\delta_s$ に応じた次の算定式を提案した<sup>4)</sup>。

- $\delta_s \leq 1.6\text{mm}$  :

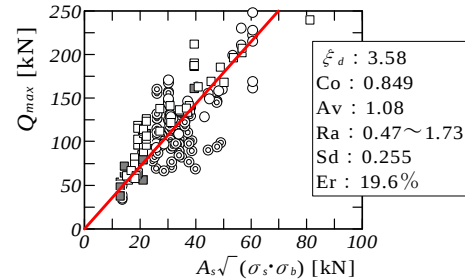
$$cal Q_s = (0.83\delta_s) \cdot A_s \sqrt{\sigma_y \cdot \sigma_b} \quad (13A)$$

- $\delta_s > 1.6\text{mm}$  :

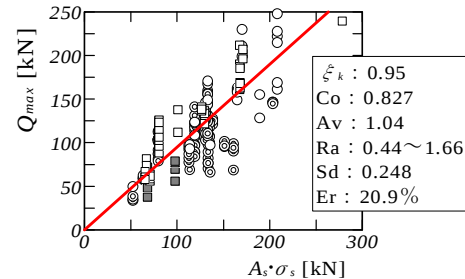
$$cal Q_s = 1.33A_s\sqrt{\sigma_s\sigma_b} + \left\{ 0.18\sqrt{\delta_s} - 0.23 \right\} \cdot A_s \cdot \sigma_s \quad (13B)$$

本論文でも、式(14)及び式(15)を用いて $Q_{max}$ との間で得られる $\xi_d$ 及び $\xi_k$ なる係数を直接求めることにした。

$$Q_{max} = \xi_d \cdot A_s \sqrt{\sigma_s \cdot \sigma_b} \quad (14)$$



(a)ダウエル効果との関係



(b)キンキング効果との関係

図-8 セン断伝達強度とダウエル効果及びキンキング効果による力学的因子との関係

$$Q_{max} = \xi_k \cdot A_s \cdot \sigma_s \quad (15)$$

図-8に、 $Q_{max}$ と $A_s\sqrt{\sigma_s\sigma_b}$ 及び $A_s\sigma_s$ の関係を示す。同図の結果は図-7からも推定できるので、ここではコンクリート支圧破壊とスタッドボルト破壊の遷移点 $H_s/D_s=5.5$ で分類し、かつ、文献中に記載された破壊モードごとに区別して図示してある。

図-8より、 $H_s/D_s \leq 5.5$ でモードCの $Q_{\max}$ が他のグループより低い値にあるが、全体的には破壊モードの違いに関わらず $A_s\sqrt{\sigma_s \cdot \sigma_b}$ 及び $A_s \cdot \sigma_s$ の増加とともに $Q_{\max}$ は高くなる傾向にある。その際、どちらの因子も相関係数(0.85及び0.83)が高いことから破壊モードを考慮せず $A_s\sqrt{\sigma_s \cdot \sigma_b}$ 及び $A_s \cdot \sigma_s$ なる因子を用いて $Q_{\max}$ を一様に評価できると考える。 $A_s\sqrt{\sigma_s \cdot \sigma_b}$ 及び $A_s \cdot \sigma_s$ との間で得られた回帰係数はそれぞれ $\xi_d = 3.58$ 及び $\xi_k = 0.95$ であり、式(6)及び式(7)の係数より高い値が得られている。なお、既往の研究成果<sup>4)</sup>と同様に $Q_{\max}$ は $A_s\sqrt{\sigma_s \cdot \sigma_b}$ 及び $A_s \cdot \sigma_s$ の累加で与えられると考え重回帰分析による係数を求めると次式が得られた。

$$\text{pro1} Q_s = 0.83 A_s \sqrt{\sigma_s \cdot \sigma_b} + 0.64 A_s \cdot \sigma_s \quad (16)$$

式(16)をみると、キンキング効果の係数が0.64となっており、改修指針で与えられている式(9)の算定式にダウエル効果を考慮することでせん断伝達強度(最大荷重 $Q_{\max}$ )を適切に把握できることが伺える。しかし、ダウエル効果の係数そのものは0.83となっており、例えば式(13A)における $\delta_s = 1.6\text{mm}$ 時のダウエル効果の係数1.33より低い値にある。また、式(8)の係数1.28と比べても小さい。したがって、あくまでも統計的手法から得られた知見となるが、プレキャスト鉄筋コンクリート造接合部、あと施工アンカーなどと比べ、スタッドボルトに関してはダウエル効果よりキンキング効果の方がせん断

抵抗に対する依存度が高いことが考えられる。ただし、図-9に示した式(13B)中の右辺第2項の係数(式(15)でいうところの $\xi_k$ に相当)と滑り変形 $\delta_s$ の関係を見ると、係数0.64を得る滑り変形は23.3mmとなっており、これを踏まえるとスタッドボルトに関しても大きな滑り変形をもって強度発揮することに注意が必要である。

一方、あと施工アンカー鉄筋のせん断伝達を述べた筆者文献12では、コンクリート支圧応力を評価するための支圧係数 $C_d$ を提案した。その際、実際のコンクリート支圧応力は曲線分布を形成しておりその応力状態も図-10に示すように二次元又は三次元と極めて複雑にある中で、鉄筋径が大きくなるとコンクリートへの応力集中が小さくなることを考慮した式となっている。

$$C_d = 2.70 - 0.04 D_s \quad (17)$$

図-11は、 $Q_{\max}$ と式(16)計算値の関係であり、式(16)中に式(17)を考慮した計算値も図示した。図-7を含めた比較でみると、式(16)の推定精度は望月・楨谷の式(8)よりは高いが平城式よりやや劣る傾向にあった。しかし、式(17)による支圧係数を考慮することで平均値及び範囲などでみられる統計値が式(16)から大きく向上しており、かつ、その推定精度は平城式より高くなっている。式(17)そのものはあと施工アンカー鉄筋を対象としたものであるが、本論文でも式(17)を考慮した式(18)で評価する。

$$\text{pro2} Q_s = 0.83 A_s \sqrt{C_d \cdot \sigma_s \cdot \sigma_b} + 0.64 A_s \cdot \sigma_s \quad (18)$$

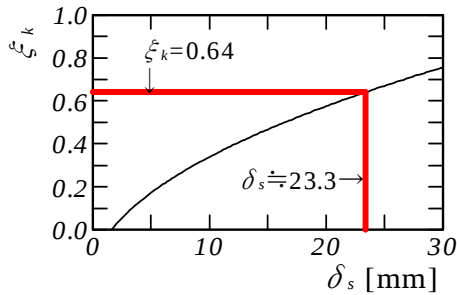


図-9 式(13B)右辺第2項の係数

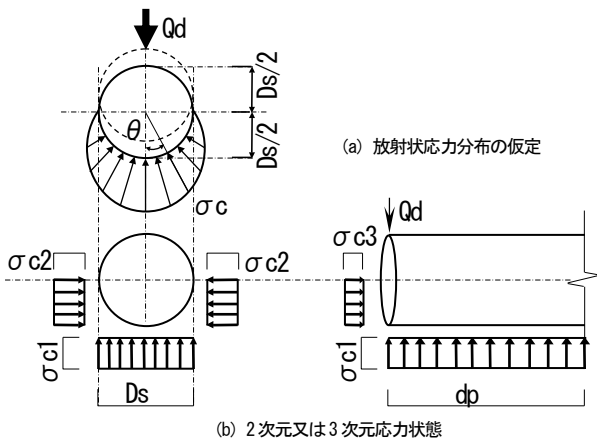
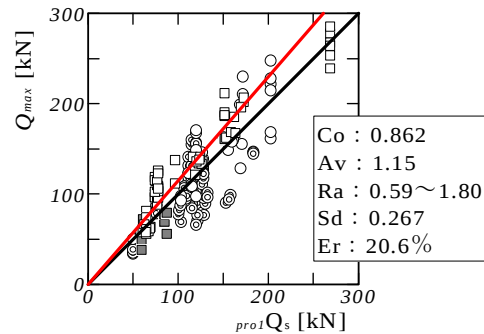
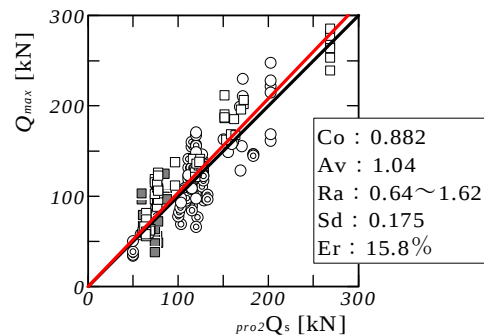


図-10 支圧応力分布



(a)  $C_d$ : 考慮なし



(b)  $C_d$ : 考慮あり

(注) 凡例: 図-8に同じ。  
赤実線: 図-7と同様に回帰式。

図-11  $Q_{\max}$ と式(16)及び式(18)計算値の関係

## 5. スタッド高さ比、へりあき比及びはしあき比がせん断伝達強度に及ぼす影響

### 5.1 低減係数について

4章で示した式(18)によるせん断伝達強度式は、スタッドボルトのせん断抵抗をダウエル効果及びキンキング効果による力学的因子で表現したものである。この式は、プレキャスト鉄筋コンクリート造接合部、あと施工アンカー鉄筋など、せん断伝達に関する経験則にもとづいた観点に立っている。しかしながら、スタッドボルトに関しては、平城式でみられるようにスタッドボルト高さ比もせん断伝達強度に影響を及ぼすことが知られているが式(18)にはその影響が考慮されていない。

また、式(18)はへりあき距離及びはしあき距離の影響を受けない実験データがもとになっているが、実際の構造物ではへりあき距離及びはしあき距離の影響を受けることがあり、これらはせん断伝達強度を低下させる要因となる。ただ、これらの抵抗機構を理論的に誘導することは難しいので、ここでは実験的な低減係数を誘導する。

### 5.2 スタッドボルト高さ比

200体でのデータに対して、図-12には $Q_{\max}$ と式(18)計算値との比( $Q_{\max}/\text{pro}2Q_s$ )をとり、これを $H_s/D_s$ との関係で示した。図より、 $H_s/D_s \leq 5.5$ の領域においても破壊モードSが含まれているが、これらのデータの95%を下限とする包絡線を求めると、 $H_s/D_s$ がせん断伝達強度に及ぼす低減係数として次式が得られた。

$$\begin{aligned} & \cdot H_s/D_s \leq 5.5 \\ & \gamma_1 = 0.15 \frac{H_s}{D_s} + 0.175 \end{aligned} \quad (19)$$

### 5.3 へりあき比及びはしあき比

へりあき距離 $C_x$ 及びはしあき距離 $C_y$ がせん断伝達強度に及ぼす影響を調べた。検討に用いたデータは、 $C_x/H_s$ 及び $C_y/H_s$ が1以下のデータ(前者が12体、後者が44体)であり、表-2に諸元を示した。なお、

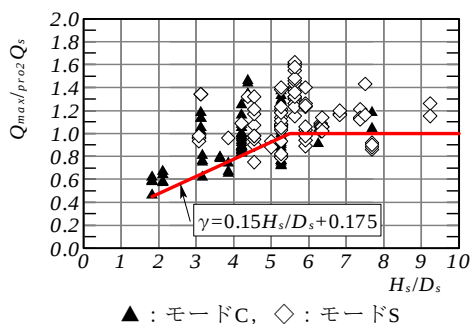


図-12  $Q_{\max}/\text{pro}2Q_s$ と $H_s/D_s$ の関係

$C_x/H_s < 1$ のデータは、スタッド本数が片側コンクリートに1本ずつとなる試験体のみを検討対象とした。

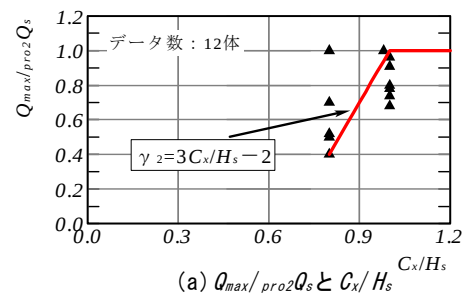
図-13は、12体及び44体のデータの $Q_{\max}$ と式(18)計算値との比( $Q_{\max}/\text{pro}2Q_s$ )と、 $C_x/H_s$ 及び $C_y/H_s$ の関係である。図より、データ数は少ないものへりあき距離及びはしあき距離が小さくなるにつれ $Q_{\max}$ が低下している傾向にある。これらのデータ分布において、95%を下限とする包絡線を求め、これに $C_x/H_s=1.0$ 及び $C_y/H_s=1.0$ のときの低減係数=1.0となることを考慮した低減係数として次式を定めた。

$$\gamma_2 = 3 \frac{C_x}{H_s} - 2 \quad (20)$$

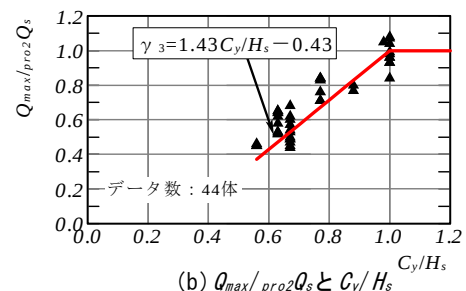
$$\gamma_3 = 1.43 \frac{C_y}{H_s} - 0.43 \quad (21)$$

表-2 へり及びはしあきの影響を受ける56体の試験体諸元

| 項目                                          | 平均値  | 範囲          | 標準偏差 |
|---------------------------------------------|------|-------------|------|
| スタッドボルト径 $D_s$ [mm]                         | 19   | 13 ~ 22     | 2    |
| スタッドボルト降伏強度 $\sigma_s$ [N/mm <sup>2</sup> ] | 499  | 400 ~ 735   | 88   |
| スタッドボルト高さ $H_s$ [mm]                        | 97.2 | 75 ~ 250    | 30.3 |
| スタッドボルト本数 $N$ [本]                           | 3.2  | 2 ~ 4       | 1.00 |
| スタッドボルト間隔 $h_x$ [mm]                        | 162  | 10 ~ 205    | 35.6 |
| スタッドボルト間隔 $h_y$ [mm]                        | 93   | 66 ~ 100    | 11.8 |
| コンクリート圧縮強度 $\sigma_B$ [N/mm <sup>2</sup> ]  | 27   | 4.6 ~ 62.3  | 13.9 |
| スタッドボルト高さ比 $H_s/D_s$                        | 5.2  | 4 ~ 15.4    | 1.9  |
| へりあき比 $C_x/H_s$                             | 2.14 | 0.8 ~ 3.9   | 0.71 |
| はしあき比 $C_y/H_s$                             | 0.81 | 0.56 ~ 1.45 | 0.2  |
| 鋼材幅 $B_j$ [mm]                              | 201  | 100 ~ 300   | 44.5 |
| 鋼材長さ $L_j$ [mm]                             | 417  | 350 ~ 595   | 58   |
| コンクリート部材厚さ $H$ [mm]                         | 150  | 100 ~ 450   | 74.8 |
| コンクリート部材幅 $B$ [mm]                          | 274  | 200 ~ 800   | 97.8 |
| コンクリート部材長さ $L$ [mm]                         | 477  | 300 ~ 800   | 82.8 |



(a)  $Q_{\max}/\text{pro}2Q_s$ と $C_x/H_s$



(b)  $Q_{\max}/\text{pro}2Q_s$ と $C_y/H_s$

図-13  $Q_{\max}/\text{pro}2Q_s$ と $C_x/D_s$ 及び $C_y/D_s$ の関係

## 6. まとめ

本論文は、スタッドボルトのせん断伝達強度として、文献から採取した 200 体の実験データを用いてダウエル効果及びキンキング効果による力学的因子の関係を検証した。また、スタッドボルト高さ比、へりあき比、はしあき比がせん断伝達強度に及ぼす影響についても調べた。これらの検証結果から式(22)が得られ、これをスタッドボルトのせん断伝達強度式として提案する。

$$pro3Q_s = \gamma_1 \cdot \gamma_2 \cdot \gamma_3 \cdot 0.83A_s \sqrt{C_d \cdot \sigma_s \cdot \sigma_b} + 0.64A_s \cdot \sigma_s \quad (22)$$

$$C_d : (2.70 - 0.04D_s) \leq 1, \quad \gamma_1 : \left( 0.15 \frac{H_s}{D_s} + 0.175 \right) \leq 1$$

$$\gamma_2 : \left( 3 \frac{C_x}{H_s} - 2 \right) \leq 1, \quad \gamma_3 : \left( 1.43 \frac{C_y}{H_s} - 0.43 \right) \leq 1$$

### 参考文献

- 1) 日本建築防災協会：2001 年改訂版 既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震改修設計指針・同解説，pp.259-290，2001
- 2) 望月重，榎谷榮次，永坂具也：壁式プレキャスト構造鉛直接合部のせん断耐カダウエル効果および圧縮拘束力を考慮した場合，日本建築学会構造系論文報告集，第 424 号，pp.11-22，1991.6
- 3) 松崎育弘，中野克彦：プレキャストコンクリート構造における接合部設計法の確立のための研究（第 4 章 せん断抵抗要素の復元力特性の評価），科学研究費補助金（基盤研究 C）研究成果報告書，pp.102-124，2003
- 4) 伊藤嘉則，榎谷榮次，中野克彦，他：接着系あと施工アンカーのせん断力とせん断滑り変位関係の実験的評価，構造工学論文集 Vol.59B，pp.1-13，2013.3
- 5) 伊藤嘉則，榎谷榮次：鉄骨部材と鉄筋コンクリート部材による複合構造接合部のせん断伝達強度に関する実験検証，第10回複合・合成構造の活用に関するシンポジウム，2013.11
- 6) 頭付スタッドの押抜き試験方法（案），JSSCテクニカルレポート、No.35、（社）日本鋼構造協会，pp.1-24，1996.11
- 7) J.G.Ollgaard, R.G.Slutter and J.W.Fisher：Shear Strength of Stud Connectors in Lightweight and Normal-Weight Concrete, AISC Engineering Journal, pp.5-64, 1971.4
- 8) 平城弘一，松井繁之，福本秀士：頭付きスタッドの強度評価式の誘導－静的強度評価式－，構造工学論文集 Vol.35A，pp.1221-1232，1989.3
- 9) 多田周平，ロスソティエ，島 弘：頭付きスタッドの垂直力を考慮できるせん断－ずれ関係の計算方法，日本建築学会四国支部研究報告集，pp.11-12，2011
- 10) E. N. Vintzeleou and T. P. Tassios：Behavior of Dowels under Cyclic Deformations, ACI Structural Journal, pp.18-30, Jan-Feb 1987
- 11) A.H.Mattock：Shear Transfer in Concrete Having Reinforcement at an Angle to the Shear Plane, Shear in Reinforced Concrete(Vol.1), pp.17-42, ACI Publication SP-42, 1974
- 12) 伊藤嘉則，榎谷榮次，他：せん断力を受ける接着系あと施工アンカーのダウエル効果とせん断滑り変位 2mm 時の耐力評価に関する研究，日本建築学会構造系論文集，第 646 号，pp.2307-2316，2009.12

### データ分析に用いた文献

- 1) 上野誠：スタッドジベルの実験的研究，日本建築学会論文報告集，第69号，pp.661-664，1961.10
- 2) 平野道勝，他：床鋼板つきコンクリートスラブに埋込まれたスタッドコネクタの押抜き試験，日本建築学会論文報告集，第281号，pp.57-69，1979.7
- 3) 金圭石：スタッドコネクタのせん断耐力と合成ばりの挙動に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文報告集，第389号，pp.79-87，1988.7
- 4) 山田稔，福田晴男：スタッドジベルの力学性状に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.479-480，1971
- 5) 平野道勝，友永久雄：合成梁に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，その1：pp.1507-1508，1972，その3：pp.1551-1552，1973，その4：pp.1085-1086，1974
- 6) 平野道勝，穂積秀雄：引張力を受けるスラブに押込まれたスタッドコネクタの押抜き試験 その1，その2，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.947-948，1975及びpp.1517～1518，1976
- 7) 川村政美，松崎育弘：鉄骨トラスを用いた合成ばりの実代実験 その3，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1289-1290
- 8) 平野道勝，穂積秀雄，吉川精夫：PCスラブを鋼梁に結合するスタッド・コネクタの押抜き試験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1293-1294
- 9) 鈴木豊朗，久恒治郎：鋼柱脚根巻き補強内におけるスタッドジベルのせん断耐力について，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1293-1294
- 10) 加藤弁，土方勝一郎：コンクリートスラブが厚い合成ばりの実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1925-1926
- 11) 伊藤学，穂積秀雄，平野道勝：スタッドコネクタのRCスラブ中におけるずれ耐力に関する実験研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1147-1148
- 12) 加藤典之，太田貞次，他2名：スタッドの高速せん断破壊実験，構造工学論文集，Vol.42A，pp.1269-1276，1996.3
- 13) 平城弘一，松井繁之，武藤和義好：柔な合成作用に適するスタッドの開発，構造工学論文集，Vol.44A，pp.1485-1496，1998.3

- 14) 沢野邦彦, 他3名: 直径19mmスタッドジベルの押し抜き疲労強度に関する研究, 土木学会論文報告集, 第174号, pp.1-9, 1970.2
- 15) 岡田淳, 他2名: グループ配列したスタッドのせん断耐荷性能に関する検討, 土木学会論文集, 第766号/I-68, pp.81-95, 2004.7
- 16) 田島二郎, 町田篤彦, 大友健: スタッドシヤーコネクタによる鋼・コンクリート部材接合部の強度変形性状に関する基礎的研究, 合成構造の活用に関するシンポジウム講演論文集, pp.137-144, 1986.9
- 17) 前田泰秀, 石崎茂, 平城弘一, 池尾良一: 合成構造の省力化に適するスタッドの研究, 第4回複合構造の活用に関するシンポジウム講演論文集, pp.139-144, 1999, 11
- 18) 山本稔, 中村正平: Stud Shear Connectorの試験報告, 建設省土木研究所報告, No.109, pp.1-24, 1961
- 19) 日本鋼構造協会: 複合構造-複合構造システム小委員会報告, JSSCレポート, No.4, 1987

## EVALUATION OF SHEAR TRANSFER STRENGTH FOR STUD BOLTS BASED ON MECHANICAL FACTOR BY DOWEL AND KINKING EFFECT

Yoshinori ITOU

It is known that the shear transfer strength across the interface between two same elements such as reinforced concrete member and reinforced concrete member or different elements such as reinforced concrete member and steel member, which are connected by steel bar(for example: reinforced steel bar or anchor bolt), is considerably affected the concrete compressive strength, yield strength and diameter of steel bar. Its behavior can be explained the shear transfer mechanism by dowel effect or kinking effect.

In this paper, the composite resistant mechanical parameter of dowel effect and kinking effect as shear transfer strength was evaluated for stud bolt which were connected with the hybrid connection of steel member and reinforced concrete member using the regression analysis. Consequently, formula for shear transfer strength was proposed considering stud height/diameter ratio, edge distance/diameter ratio and end distance/diameter ratio.

$$pro Q_s = \gamma_1 \cdot \gamma_2 \cdot \gamma_3 \cdot 0.83 A_s \sqrt{C_d \cdot \sigma_s \cdot \sigma_b} + 0.64 A_s \cdot \sigma_s$$