

[105] 鉄筋コンクリート造建物に於ける彫込式アンカーボルトを用いた接合部の挙動

正会員 遠藤 利根穂 (都立大学工学部)
 正会員○清水 泰 (都立大学工学部)

1. はじめに

既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震補強や居室の増築等を計画する際に後打ち増設壁を用いた工法を採用する事が多く、この様な場合には既存の鉄筋コンクリート造躯体と増設壁との接合部には彫込式のアンカーボルトが多用されている。彫込式アンカーボルトを用いた接合部に関しては齊藤等^[1]の研究が有り、また、スタッドボルトに関するFisher等^[2]の研究も有るが現在十分であるとは言難い。筆者等はこの点に留意して種々の要因を持つ接合部の実験研究を行なってきたが^[3]、今回彫込式アンカーボルトを用いた鉛直接合部について、特に研究例の少ない接合面の断面積や目荒しの差異による影響に重点を置いたせん断加力実験を行なった。本論文はこの実験概要をまとめたものである。

2. 試験体

本実験で用いた試験体はAシリーズ、Bシリーズの2種類に大別され、Aシリーズ試験体は鉄筋コンクリート壁式構造の増築によって生ずる新旧コンクリートの継手付近の約 $\frac{1}{2}$ 模型試験体2体及び比較の為の一体打ち試験体1体の合計3体よりなり、接合面の断面積や形状の変化による影響を主に検討しているものである。この内の1体は後打ちコンクリート壁の先打ちコンクリート面に接する部分に柱型を設け接合部断面を大きくしたもの(A・No.2)であり、他の1体は柱型を設けずに接合部にスパイラル筋を配筋したもの(A・No.1)である。両試験体共上下の床スラブに相当するスラブの鉄筋は連続しており、また、接合部以外の部分は一体打ち試験体(A・No.3)と全て同一の形状とした。Aシリーズの配筋図を図1に示す。

Bシリーズは表3に示す様に4種類のアンカーボルト径(6φ、9φ、13φ;機械式アンカー、D10;樹脂式アンカー)の試験体12体でコンクリート強度と目荒しの有無を主要変動因子としたものである。ここで目荒しは電動ハンマーを用いて1㎡当たり約0.06gの量をはつり落したものである。Bシリーズ試験体の配筋図を図2に、一覧を実験結果や計算値と合せ表3に示す。

これらの試験体作製に用いた諸材料の試験結果を表1に示す。

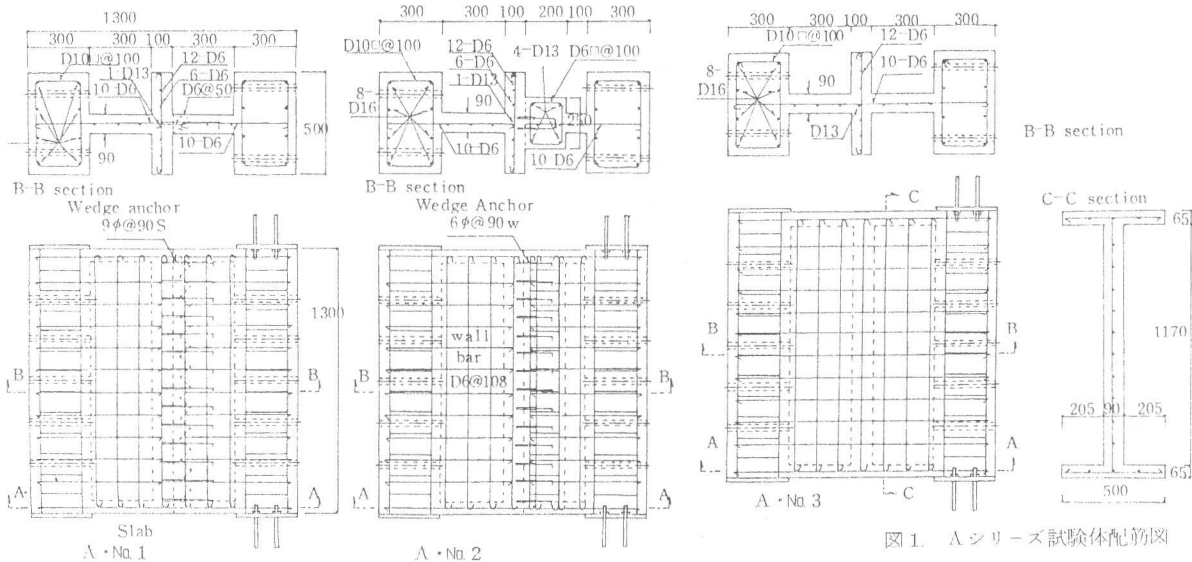


図1. Aシリーズ試験体配筋図

3. 実験方法

Aシリーズで用いた加力装置を図3に、Bシリーズで用いた加力装置を図4に示す。両シリーズ共接合面にせん断力が加わる様に加力した。Aシリーズの予定荷重履歴は、まずせん断力10.0 tonで正負各1回くり返し加力を行なった後、試験体上下の柱型に取り付けたゲージホルダーと変位計を用いて得られた相対変位を柱型間の内法間隔で除した値Rで制御し、Rが $1/500$ (1.4 mm)と $1/250$ (2.8 mm)の変形で各5回づつくり返し、 $R = 1/100$ (7 mm)で正負各1回くり返し加力を行ない、最後に大変形までの加力を行なった。Bシリーズでは一方向加力を行なった。測定は両シリーズ共上記の水平相対変位量の他試験体端部近傍での鉛直変位量等も測定した。

4. 実験結果及び考察

(Aシリーズ) Aシリーズの実験結果を表2に示す。また、荷重・変位曲線と最終破壊状況を図5に示す。

最大耐力は柱型の付いていないA・No.1試験体では37.5 tで、これに比べて柱型の付いたA・No.2では46.1 tであり、一体打ちの試験体A・No.3の45.9 tとほぼ等しい値となった。最終破壊状況もA・No.1では接合面ですべて破壊したのに比べて、A・No.2ではA・No.3と同様に下側の壁板のせん断破壊を生じて終局状態に致っている。

以上の事項より柱型の付いたA・No.2は一体打ちのA・No.3と同程度の耐震性能を有していると考えられる。

(Bシリーズ) 表3にBシリーズの実験結果を示した。Bシリーズでは新旧コンクリートの継目の付着が切れるまでは変形の値が零に近いものが多く、この付着が切れる際に最大耐力となるものも少なくなかった。このような試験体では付着が切れる直前の荷重は彫込式アンカーボルトの径等にあまり関係せずばらついており、付着が切れた後に変形は急激に進行した。また、付着が切れた後に得られた最大の荷重はアンカー径の影響を受けるものが多く、No.1 (6φ)とNo.3 (13φ)との差は4.29 tであった。付着力の問題に関しては目荒しの有無による差を検討したが、これを検討した試験体の内B・No.6とB・No.12の荷重・水平変位曲線と、水平・鉛直方向変位曲線を図6に示す。これによれば目荒の影響は大きく、目荒しをする事により同一変形に対応する強度が上昇した。

次に、機械式アンカーボルトと樹脂式アンカーボルトとを比較すると計算値との比の値は樹脂式アンカーボルトの方が大きくなる傾向を示した。

表1. 使用材料試験結果

| コンクリート | | | | 鋼材 | a_s cm | $s\sigma_y$ % | $s\sigma_m$ % | 使用部位 (シリーズ名) |
|-----------------|------|--------------------------|------|---|----------|---------------|-----------------------|---------------------------------|
| Fc $K\phi/cm^2$ | 打込寸 | $c\sigma_B$ $K\phi/cm^2$ | シリーズ | | | | | |
| 180 | 先打 | 172 | A, B | D13 | 1.27 | 3900 | 5770 | 壁交叉部配筋, ANo.2接合部主筋 (A) |
| | 後打 | 162 | A, B | D10 | 0.71 | 4180 | 5910 | スラブ筋 (A) |
| 135 | 先打 | 140 | R | D10' | 0.71 | 3850 | 5500 | 樹脂式アンカーボルト用鋼材 (B) |
| | 後打 | 212 | B | D6 | 0.32 | 5170 | 7430 | 壁筋, ANo.1スパイラル筋, ANo.2接合部助筋 (A) |
| 彫込式アンカーボルト引抜試験 | | | | 13φ | 1.32 | 4630 | 5000 | 彫込式アンカーボルト母材 (B) |
| $c\sigma_B$ % | ボルト径 | 最大耐力 (ton) | | 9φ' | 0.61 | 4090 | 4590 | 13φアンカーボルトの定着筋 (B) |
| | | | 6φ | 0.422 | 5730 | 5990 | 彫込式アンカーボルト母材 (A, B) | |
| | | | 9φ | 0.774 | 4730 | 5430 | 9φアンカーボルトの定着筋 (A, B) | |
| | | | 13φ | 2.653 | 6430 | 6600 | 彫込式アンカーボルトの定着筋 (A, B) | |
| 140 | 6φ | 0.363 | | 6φ | 0.27 | 6430 | 6600 | 彫込式アンカーボルトの定着筋 (A, B) |
| | 9φ | 0.855 | | 4φ | 0.086 | 5530 | 6290 | 6φアンカーボルトの定着筋 (A, B) |
| | 13φ | 2.201 | | (注) a_s : 断面積, $c\sigma_B$: コンクリート圧縮強度 | | | | |
| | | | | $s\sigma_y, s\sigma_m$: 降伏強度, 引張強度, Fc: コンクリート設計基準強度 | | | | |

表2. Aシリーズ実験結果一覧

| 試験体 | τQ_{jc} (δ_{jc}) | τQ_{sc} (δ_{sc}) | τQ_m (δ_m) | cQ_u ($\frac{\tau Q_m}{cQ_u}$) | cQ_{su} ($\frac{\tau Q_m}{cQ_{su}}$) | Qd1 | Qd2 | Qd3 | Qd4 | Qd5 | cQ_p | cQ_j ($\frac{\tau Q_m}{cQ_j}$) |
|------|---------------------------------|---------------------------------|---------------------------|------------------------------------|--|------|------|------|------|------|--------|------------------------------------|
| | ton mm | ton mm | ton mm | ton | ton | ton | ton | ton | ton | ton | ton | ton |
| No.1 | -1c10.0 (0.04) | +2c16.0 (0.26) | +12c37.5 (6.65) | 75.4 (0.50) | 40.8 (0.92) | 43.0 | 30.5 | 20.4 | 25.5 | 10.7 | 15.3 | 40.8 (0.92) |
| No.2 | +2c35.3 (1.46) | +2c16.0 (0.14) | +12c46.1 (6.27) | (0.61) | (1.13) | 42.8 | 28.8 | 17.5 | 21.8 | 22.8 | | 37.1 (1.24) |
| No.3 | | +2c14.0 (0.27) | +12c45.9 (7.00) | (0.61) | (1.13) | | | | | | | |

① $\tau Q_{jc}, \delta_{jc}$: 接合部ひびわれ発生時荷重と変形,
 $\tau Q_{sc}, \delta_{sc}$: 壁板せん断ひびわれ発生時荷重と変形
 $\tau Q_m, \delta_m$: 最大耐力時荷重と変形
 cQ_u : 曲げ耐力計算値^[5]
 $cQ_u = \{at \cdot \sigma_y \cdot \ell_w + 0.5 \sum (aw \cdot \sigma_y) \cdot \ell_w\} / h \dots (6)$
 cQ_{su} : せん断耐力計算値^[5]
 $cQ_{su} = \left[\frac{0.053 Pte^{0.23} (180 + c\sigma_B)}{\sqrt{M/Q \cdot d}} + 0.12 \right] + 2.7 \sqrt{R_w} \sqrt{\sigma_{wy}} |be \cdot j \dots (7)$
 cQ_p : バンチング耐力計算値^[4]
 $cQ_p = c\sigma_t \cdot b \cdot D, c\sigma_t = 1.8 \sqrt{c\sigma_B}, Pte = 100 \times at / Aw$

h: 反曲典と危険断面との距離
 at, σ_y : スラブ筋全断面積とその降伏強度
 aw, σ_{wy} : 壁筋断面積とその降伏強度
 ℓ_w : 試験体全せい, Aw: 試験体全断面積
 $M/Q \cdot d$: シアスパン比, j: 応力中心距離
 Pwe : beに対する壁筋比, b, D: スラブ厚と幅
 cQ_j : 接合部耐力計算値 $cQ_j = Qd4 + cQ_p$
 $be = Aw / \ell_w$ 等価壁厚

5. 耐力の算定

既往の算定式を用いて求めた各試験体耐力計算値を表2と表3に合せ示した。

AシリーズのA・No.1の最大耐力は曲げ耐力計算値⁽⁴⁾の約5割の値で、広沢博士提案の耐震壁のせん断耐力計算値⁽⁵⁾に近い値となった。また、Aシリーズ試験体の接合部耐力計算値はBシリーズでの耐力算定で最も良く適合した(4)式の値を用いて算出したが、この値はA・No.1では最大耐力実験値に近い値となった。なお、同試験体の最終破壊状態は接合部のせん断によるすべり破壊と押し加力側スラブの壁板隅角部のせん断破壊を伴った曲げ破壊、及び引加力側スラブのパンチング破壊により決定されている。

試験体A・No.2とA・No.3はいずれも下側部分(先打部)の壁板のせん断破壊により最大耐力が決定されている。両試験体の最大耐力実験値はほぼ同じ値となっており、これらは曲げ耐力計算値の約6割程度の値でせん断耐力計算値に近い値となった。A・No.2試験体の最終破壊状態を見ると接合部はほとんど破壊しておらず、また接合部で測定した水平すべり量も最大値で0.2mm以下と小さい値であった。従って、接合部の断面積を増加させる方法は接合部耐力を増大させるのに有効であったと考えられる。

Bシリーズに関しては $Qd1 \sim Qd5$ の計算値と付着が切れた後に得られた最大荷重とを比較した。

A C I 規準による設計式 $Qd1$ ⁽⁶⁾と比較すると目荒しを行っていない試験体は全て実験結果が低い値を示しており、耐力低減係数 $\phi = 0.85$ を用いても計算値は高すぎる結果となった。目荒しを行なった樹脂式のアンカーでは同式と良く一致した。

$Qd2$ との比較でも目荒しの無い試験体の実験値は低くなっ

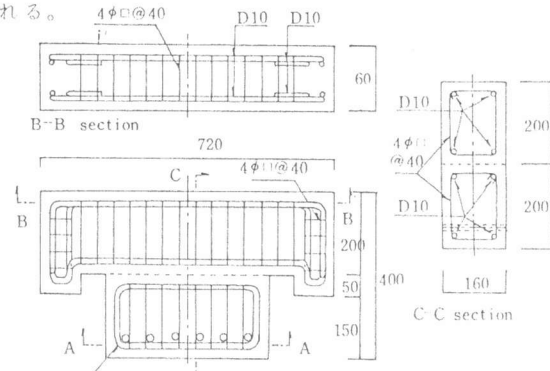


図2. Bシリーズ試験体配筋図

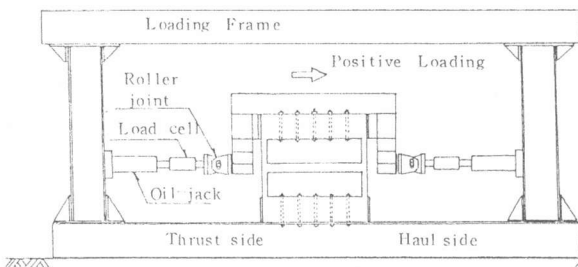


図3. Aシリーズ加力装置

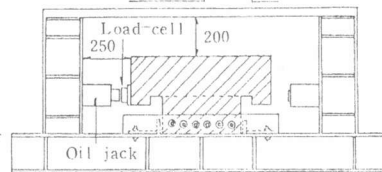


図4. Bシリーズ加力装置

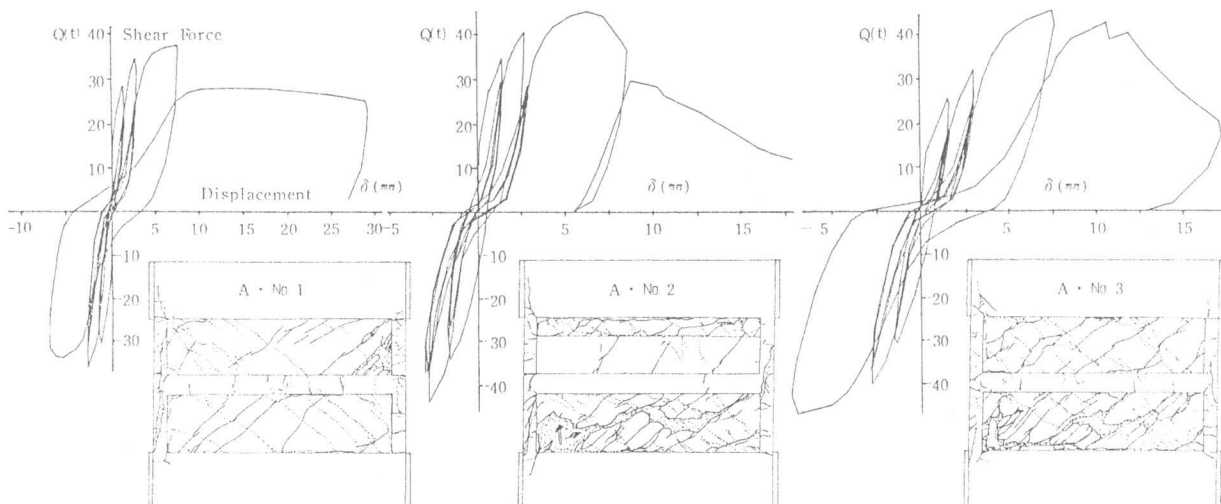


図5. Aシリーズ 荷重・変位曲線及び最終破壊状況

ており、特にBφ彫込式アンカーボルトによる実験値と計算値との比の平均値は0.66と低い値を示した。

Fisher等の提案式Qd4によって実験値を除いた比の値は13φの彫込式アンカーボルト以外は全て1に近い値となったが、径が大きくなると1よりかなり低くなる傾向が見られた。斉藤等の提案式Qd5⁽¹⁾によって実験値を除いた値は1.1となり、平均的には実験値と良く一致している。

6. まとめ

彫込式アンカーボルトを用いた接合部の挙動を検討するために行なった直接せん断実験の結論を以下に示す。

- (1) 接合部に柱型を設け断面積を増加させた試験体では一体打試験体とほぼ同等な耐力が得られ、終局時でも接合部がすべらない事が確認された。これに比較して柱型の無い試験体では最大耐力が低めな値となり、終局時には接合部でのすべり破壊を生じた。
- (2) 接合部に柱型を設けた試験体と一体打試験体の最大耐力はせん断耐力計算値に近い値となり、柱型の無い試験体ではFisherの接合部耐力式と床スラブのパンチング耐力式との和の値に近い値となった。
- (3) 荷重のかなり高い段階まで新旧コンクリートの付着力がせん断伝達に有効であり一体性が保たれていた。Bシリーズの実験によれば付着が切れる時の平均せん断応力度の平均値は10.5 N/mm²であった。
- (4) Fisherの提案式による値は比較的良く実験値と一致したが、径の太い機械式アンカーに於ては計算値が高めの値となった。また、斉藤等の提案式による値は平均的にみると実験値に近い値となった。
- (5) 目荒しを行なう事によって接合部耐力は上昇し、鋼材の直接せん断強度を上回る事もあった。

表3. Bシリーズ実験結果一覧

| 試験体 | アンカー径 | 目荒しの有無 | Fc 級 | Pmax ton | Pmax II ton | Qd1 ton (Pmax II / Qd1) | Qd2 ton (Pmax II / Qd2) | Qd3 ton (Pmax II / Qd3) | Qd4 ton (Pmax II / Qd4) | Qd5 ton (Pmax II / Qd5) |
|--------|-------|--------|------|----------|-------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|
| No. 1 | 6φ | 無 | 180 | 5.20 | 2.81 | 4.43(0.63) | 3.09(0.91) | 1.87(1.50) | 2.34(1.20) | 4.65(0.60) |
| No. 2 | 9φ | 無 | 180 | 8.60 | 4.90 | 9.21(0.53) | 6.54(0.75) | 4.36(1.14) | 5.45(0.90) | 5.14(0.95) |
| No. 3 | 13φ | 無 | 180 | 7.10 | 7.10 | 15.60(0.46) | 11.40(0.62) | 9.15(0.78) | 11.40(0.62) | 6.07(1.17) |
| No. 4 | 13φ | 無 | 180 | 6.09 | 6.09 | 15.60(0.39) | 11.40(0.53) | 9.15(0.67) | 11.40(0.53) | 6.07(1.00) |
| No. 5 | 13φ | 無 | 180 | 8.00 | 6.92 | 15.60(0.44) | 11.40(0.61) | 9.15(0.76) | 11.40(0.61) | 6.07(1.14) |
| No. 6 | D10 | 無 | 180 | 5.85 | 5.85 | 6.97(0.84) | 6.76(0.87) | 4.92(1.19) | 6.15(0.95) | 5.25(1.11) |
| No. 7 | 13φ | 無 | 135 | 10.00 | 10.00 | 15.60(0.64) | 11.40(0.88) | 8.36(1.20) | 10.50(0.95) | 6.07(1.65) |
| No. 8 | D10 | 無 | 135 | 6.65 | 6.65 | 6.97(0.71) | 6.76(0.74) | 4.49(1.11) | 5.62(0.89) | 5.25(1.27) |
| No. 9 | 6φ | 無 | 135 | 6.10 | 6.10 | 4.43(0.63) | 3.09(0.91) | 1.71(1.65) | 2.14(1.31) | 4.65(1.31) |
| No. 10 | 9φ | 無 | 135 | 7.70 | 7.70 | 9.21(0.60) | 6.54(0.85) | 3.99(1.39) | 4.99(1.11) | 9.21(0.84) |
| No. 11 | D10 | 有 | 180 | 7.26 | 7.26 | 6.97(1.04) | 6.76(1.07) | 4.92(1.48) | 6.15(1.18) | 6.97(1.04) |
| No. 12 | D10 | 有 | 180 | 7.75 | 7.55 | 6.97(1.08) | 6.76(1.12) | 4.92(1.54) | 6.15(1.23) | 6.97(1.08) |

脚・6φ, 9φ, 13φは機械式アンカー, D10は樹脂式アンカー, Fc:コンクリート設計基準強度

- Pmax: 最大耐力実験値, Pmax II: ずれが生じた後の実験最大せん断力
- Qd1 = $a_d \cdot \phi \cdot j\sigma_y \cdot \mu \cdot n$ (1)⁽¹⁾ a_d : 接合部鋼材断面積, $j\sigma_y, j\sigma_{max}$: 接合部鋼材の降伏強度, 最大強度
- Qd2 = $a_d \cdot j\sigma_{max} \cdot n \cdot \sqrt{3}$ (2)⁽⁴⁾ n : 接合部鋼材本数, E_c : コンクリートのヤング係数
- Qd3 = $0.4 \sqrt{c \cdot \sigma_c} \cdot E_c \cdot a_d \cdot n$ (3)⁽⁴⁾ $\phi \cdot t$: 接合面の幅と厚さ, $c\sigma_c$: 先打コンクリートの圧縮強度
- Qd4 = $0.5 \sqrt{c \cdot \sigma_c} \cdot E_c \cdot a_d \cdot n$ (4)⁽²⁾ P_s : 接合部鉄筋比
- Qd5 = $\phi \cdot t \cdot (4.5 P_s + 6.7)$ (5)⁽¹⁾ $\phi = 0.85, \mu = 1.0$

(謝辞) 本実験は住宅都市整備公団からの委託によるものである。本研究を行なうに際し御指導、御助言をいただいた坪井善勝博士、坪井研究室・中田捷夫博士、住宅都市整備公団・佐藤輝行氏、荒川総一郎氏及び東京都立大学・東洋一教授の各位に感謝致します。

(参考文献) (1) 斉藤, 榎本, 杉田他「彫込アンカーによる鉄筋コンクリート梁・壁接合部のせん断実験」日本建築学会大会号, 1977・10 (2) Jorgen G. Ollgaard, Roger G. Slutter and John W. Fisher "Shear Strength Stud Connectors in Light Weight and Normal Weight Concrete" AISC Engineering Journal, 1971・4 (3) 東, 遠藤, 清水, 都祭「くり返し応力下での彫込式アンカーボルトのせん断耐力」J.C.I.年次講演会・第5回, 1983・6 (4) 日本防災協会「既存鉄筋コンクリート造建物の耐震改修設計指針」, 1979 (5) 広沢雅也「鉄筋コンクリート部材の強度と靱性」建築研究報告, 1977・3 (6) ACI Standard "Building Code Requirement for Reinforced Concrete" (ACI 318 77) (7) F.L. Moreadith "Guide to the Design of Anchor Bolts and Other Steel Embedments" ACI Concrete International Vol 3, No 7, 1981・7

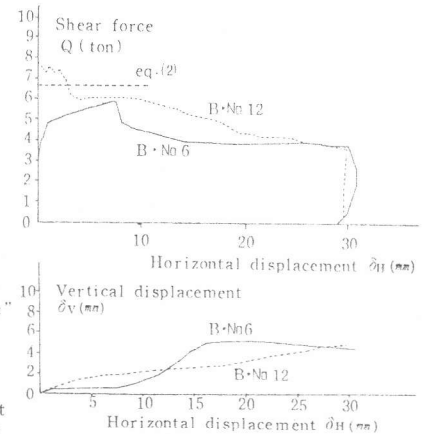


図6. Bシリーズ目荒しの有無による比較