

論文 目荒らしとあと施工アンカーを併用した接合部の形状モデルを用いたせん断耐力と包絡曲線の評価手法

山田 太蔵*1・奥山 裕希恵*2・高瀬 裕也*3・阿部 隆英*4

要旨：耐震補強された構造物では，一般的にあと施工アンカーと目荒らしを併用して既存部材側と増設部材側が接合されるが，既往の設計指針では，あと施工アンカーのせん断耐力のみで構成されている。先行研究では，目荒らしの凹凸を円錐形状にモデル化することで，適切に耐力評価できた。そこでこの耐力式を用い，外付け補強の設計で使用するアンカーの耐力式と組み合わせることで，適切に最大耐力を評価することができた。また，本耐力式を利用して目荒らしの包絡曲線モデルを構築し，アンカー筋のダウエルモデルと累加することで，包絡曲線も適切に追跡できることを明らかにした。

キーワード：耐震補強，目荒らし，あと施工アンカー，耐力評価

1. はじめに

既存コンクリート構造物の耐震補強では，あと施工アンカーとチッピングによる目荒らし（以下，「目荒らし」と呼ぶ）によって既存部材と増設部材が接合されるのが一般的である。

著者らは，あと施工アンカーと目荒らし，さらに両者を累加した実験結果を評価すべく，耐力式や力学モデルを提案してきた^{1)~4)}。これまでの目荒らしに関する研究では，傾斜密度関数（または接触密度関数⁵⁾）を用いて微小凹凸面の接触応力をモデル化し，目荒らし単体の力学挙動⁶⁾やダウエルモデルと累加した場合の力学挙動^{1),2)}の再現性について検証している。この目荒らしモデルでは，接合部のせん断変位と鉛直変位（目開き量）を入力し，せん断応力と鉛直応力（軸応力）を得るものであり，有限要素解析に適用する際には妥当な手法である。しかしながら，接合部の目開き挙動は非常に煩雑であり，繰り返し時の挙動や，組み合わせ応力下の挙動を推定するのは困難である。つまり，上記のモデルは実験結果の評価や接合部の設計で使用することに適していない。

一方で，目荒らしの凹凸を簡易的に円錐形状でモデル化することで，せん断耐力を適切に評価できる⁷⁾こと，さらに，応力-変位関係を，1) ピークまでの線形挙動，2) 応力軟化挙動，3) 応力一定挙動の3段階に分類することで，包絡曲線を評価可能⁸⁾であることも報告している。

そこで本論文では，目荒らしとあと施工アンカーを累加した時のせん断耐力や力学挙動を，実用的な観点から出来るだけ簡略的に評価するため，上記の包絡挙動に基づいて，目荒らし面の新たな力学モデルを構築する。さらに，既往のダウエルモデルと組み合わせ，実験結果の再現性について検証する。

2. 本実験の概要

2.1 試験体の諸元と実験パラメータ

表-1 に試験体パラメータを示す。また表-2 にコンクリートおよびグラウト，アンカー筋の材料特性をそれ

表-1 試験体パラメータ

試験体	r_{cr}	r_{cr} 実測値	d_a (mm)	σ_0 (N/mm ²)
A-13S-0	0	0	13	0.48
AR-13S-10	0.1	0.108		
AR-13S-20	0.2	0.21		
AR-13S-30	0.3	0.316		
A-16S-0	0	0	16	
AR-16S-10	0.1	0.106		
AR-16S-20	0.2	0.19		
AR-16S-30	0.3	0.302		
AR-16W-20	0.2	0.198		

r_{cr} ：目荒らし面積比 d_a ：アンカー筋径 σ_0 ：軸応力

表-2 試験体の材料特性
(a) コンクリートおよびグラウト

試験体名	材料	σ_B (N/mm ²)	E_c (kN/mm ²)
AR-13S-10	コンクリート	22.5	17.4
AR-13S-20			
AR-13S-30			
A-16S-0	コンクリート	20.1	21.8
AR-16S-10			
AR-16S-20			
AR-16S-30	グラウト	69.2	27.2
AR-16W-20			

σ_B ：圧縮強度 E_c ：ヤング係数

(b) アンカー筋

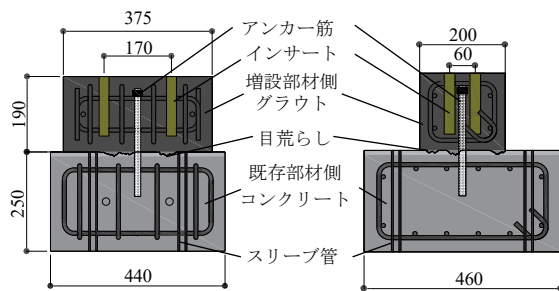
試験体名	径 鋼種	降伏強度 (N/mm ²)	ヤング係数 (kN/mm ²)
AR-13S-10	D13 SD345	403	174
AR-13S-20			
AR-13S-30			
A-16S-0	D16 SD345	387	175
AR-16S-10			
AR-16S-20			
AR-16S-30			
AR-16W-20			
A-13S-0	D13 SD345	352	180

*1 室蘭工業大学 大学院工学研究科 環境創生工学系専攻 大学院生 (学生会員)

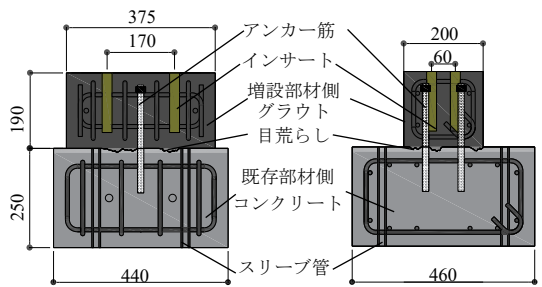
*2 室蘭工業大学 大学院工学研究科 環境創生工学系専攻 大学院生 (非会員)

*3 室蘭工業大学 大学院工学研究科 もの創造系領域 准教授 博士 (工学) (正会員)

*4 飛島建設 建設事業本部 コンシェルジュゼネラルオフィス 耐震技術 G (正会員)



(a) シングル配筋試験体 単位 (mm)



(b) ダブル配筋試験体 単位 (mm)
図-1 試験体の諸元寸法

ぞれ示す。試験体パラメータは、目荒らし面積比 r_{cr} 、およびアンカー筋径である。ここで、目荒らし深さが変わっても、面積比が同一であれば凹凸部の垂直投影面積に違いが見られず³⁾、せん断耐力に及ぼす影響も少ないと考えられるため、本論文では全試験体の目荒らし深さを、10mm 程度とし、実験パラメータにしていない。試験体名は、接合要素を表す記号(A:アンカーのみ、AR:目荒らしとあと施工アンカーの組み合わせ)に、アンカー筋径と配列を示す数値と記号(13: $d_a=13$, 16: $d_a=16$, S: シングル配筋, W: ダブル配筋)、目荒らし面積比を表す数値を組み合わせで構成される。コンクリート強度については、一般的な旧耐震建物で多く見られる 20N/mm² 程度に設定した。また軸応力については、これまでと同様に 0.48N/mm² とした。

2.2 試験体形状および施工方法

図-1 (a), (b) にシングル配筋, ダブル配筋それぞれの試験体の諸元寸法、写真-1 に既存部材側の接合面状況を示す。まず既存部材側コンクリートを打設する。既存部材側コンクリートは既存梁を、増設部材側グラウトは耐震補強の接合部を模擬している。既存部材側寸法は 440mm × 460mm × 250mm, 増設部材側は 375mm × 200mm × 190mm とし、既存部材側コンクリートの 375mm × 200mm を試験領域とする。電動ピックを用いて写真-1 のような目荒らし面を施工し、画像解析を用いて目標とする目荒らし面積比に近づくよう調整する。この画像解析では、目荒らし施工の前に、接合面の平滑な部分に赤色を着色することで、目荒らし施工後に接合面が 2 色で表され、この彩度の違いにより面積比を実測する。



写真-1 試験体接合面の状況

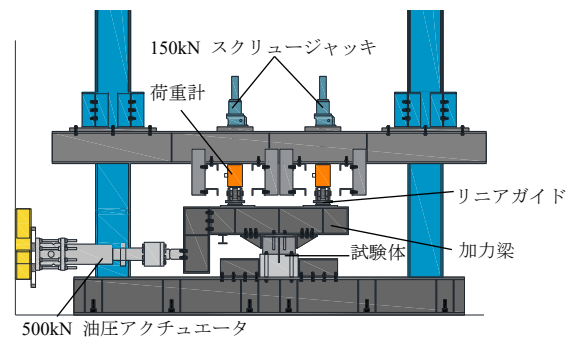


図-2 せん断載荷実験の載荷装置

その後、湿式コアドリルを用いて穿孔（穿孔径は D13 の場合 16mm, D16 の場合は 22mm）し、鋼種が SD345 のアンカー筋を、エポキシ系接着剤で定着する。アンカー筋の有効埋め込み深さは、一般的な鉄筋コンクリート造構造物の内付け補強を想定し $7d_a$ とした。次に増設側の補強鉄筋と間接接合部⁹⁾の型枠を接合面の上面に設置し、プレミックスタイプのモルタルを圧入する。また、純粋な目荒らし面のせん断抵抗性能を評価できるように、凹凸のない平滑な面にはグリスを塗布し凹凸部以外の場所での摩擦や固着の影響を少なくした。アンカー筋には、既存部材側に深さ $0.5d_a$, $2d_a$, $5d_a$, 増設部材側に高さ $0.5d_a$, $2d_a$ の位置に、せん断載荷方向に対し裏表 2 枚ずつ計 10 ヶ所にひずみゲージを貼付した。

2.3 加力方法と計測方法

図-2 に載荷装置図を示す。載荷装置は軸応力と正負交番の繰り返し水平加力を制御するために、せん断方向は 500 kN のアクチュエータを用いて手動制御し、軸力は 2 つの 150 kN のスクリュージャッキにより、目標の一定荷重かつ加力梁が平行になるように自動制御している。せん断加力は、ずれ変形量 δ を変位制御しながら、 $\delta=0.5, 1.0, 1.5, 2.0$ mm を 2 サイクル、 $\delta=3.0, 4.0, 6.0, 10.0$ mm を 1 サイクルとし、正負交番繰り返し載荷を行う。さらに、既存コンクリートの高さ中央部にアングルを固定して変位計を左右 2 ヶ所設置し、そこから増設部の高さ中央にそれぞれ取り付け付けた 2 ヶ所の評点に対する相対鉛直変位（以下、「目開き量 ω 」と呼ぶ）と δ をそれぞれ計測する。

3. 力学モデルの概要

本論文では、接合面に作用するせん断力を q_j とし、これまでの研究において構築してきた接着系あと施工アンカーのダウエルモデルによって算出されるせん断力 q_a と、目荒らしによって生じるせん断力 q_{cr} を累加することで、実験結果の再現を試みる。

$$q_j = q_a + q_{cr} \quad (1)$$

以下に、 q_a と q_{cr} の概要を記述する。

3.1 あと施工アンカーのダウエルモデル

あと施工アンカーのダウエルモデルについては、既報⁴⁾にて記述しているため簡潔にまとめる。

本研究で提案しているダウエルモデルでは、非線形領域における力学挙動を簡易的に再現できるように、図-3に示すように理想化されている。

アンカー筋が担うせん断力 q_a は、図-3に示すように(1)塑性ヒンジ点における曲げ抵抗 q_s 、(2)コンクリートに作用する支圧抵抗 q_B 、(3)軸方向に作用する鉄筋の引張力のせん断成分 q_T^S (カタナリー効果) を重ね合わせた値となる。

$$q_a = q_s + q_B + q_T^S \quad (2)$$

図-4(a)と(b)に本論文で使用する q_s と q_B の構成モデルを示す。ここで、 L_h は塑性ヒンジ点が形成される位置を示しており、塑性ヒンジ点の曲げ抵抗は式(3)のように表される。コンクリートの支圧抵抗は、载荷方向に対する半円周上に作用すると仮定されているため、式(4)のように q_B を求めることが出来る。次に q_T は、アンカー筋の軸方向に作用する引張力であり、このせん断成分を抽出することで式(5)のように q_T^S が得られる。

$$q_s = \frac{M_s}{L_h} \quad (3)$$

$$q_B = \frac{\pi\phi}{2} \int_0^{L_h} \sigma_b(x) dx \quad (4)$$

$$q_T^S = q_T \sin \theta = \sigma_{br} \frac{\pi(d_a)^2}{4} \sin \theta \quad (5)$$

ここに、 σ_{br} はアンカー筋に作用する引張応力を表している。なお、図-4(b)のピーク後の軟化勾配は、アンカー単独の際は、 $0.01E_{b0}$ ⁴⁾である。しかし、目荒らしが施されるとアンカー単独の際に比べ、コンクリートの拘束力が低下しピーク後荷重が低下しやすくなると予想されるため、 $0.02E_{b0}$ とする。

(1) 塑性ヒンジ深さの検討

図-5にアンカーのひずみ分布を示す。アンカーの場合と目荒らしと累加した場合と比べてみると、塑性ヒンジ点深さ L_h が既存部側に深くなっていることがわかる。 L_h は、アンカー筋が担うせん断力に影響してくるため、本研究において実験値にフィッティングするように、 L_h をアンカー単独時より1.5倍深い位置に設定した。

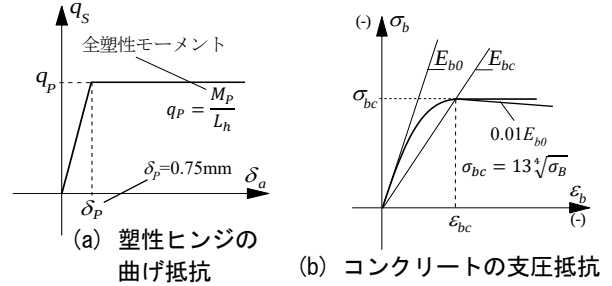
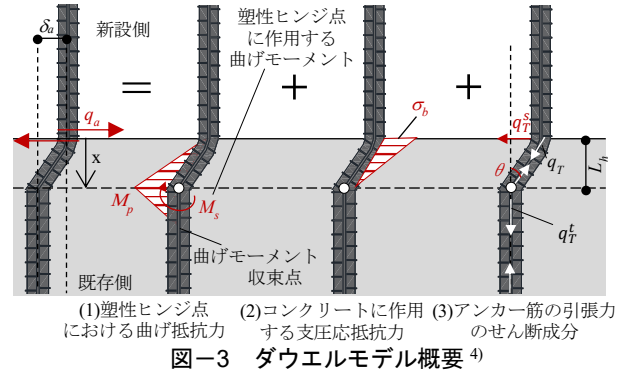


図-4 構造材料の力学モデル⁴⁾

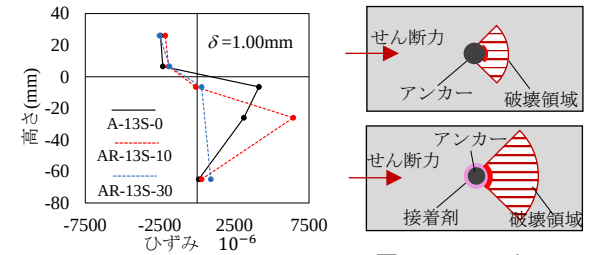


図-5 アンカーのひずみ分布¹⁾ 図-6 コンクリートの支圧破壊概念図¹⁰⁾

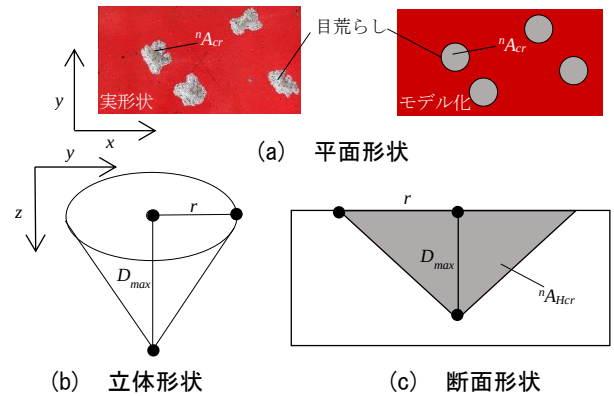


図-7 凹凸の円錐形状モデル⁷⁾

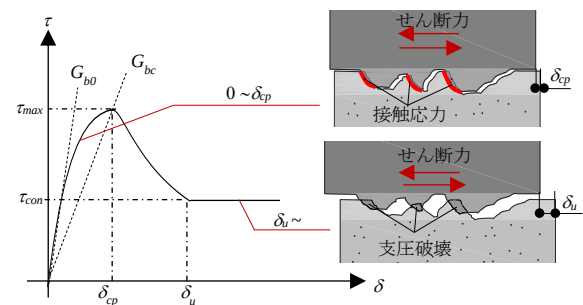


図-8 本論文で提案する包絡曲線

(2) コンクリートの支圧抵抗力の検討

図-6 にコンクリートの支圧破壊の概念図を示す。2 章でも述べたように本実験では、D13、D16 のアンカー筋を定着する際、それぞれ径 16mm、22mm のビットを用いて穿孔している。既往の研究¹⁰⁾においてアンカー定着時に用いる接着剤の圧縮強度はコンクリートに比べ十分に大きいため、支圧破壊はアンカー筋径からの直接的な応力によるものではなく、穿孔径の範囲まで拡大して発生すると考えられている。そのため本論文においても、文献 10)と同様に式(4)の ϕ に穿孔径を用いることとする。

3.2 コンクリート目荒らし面の力学モデル

本研究で用いるコンクリート目荒らし面の力学モデル(以下、「目荒らしモデル」⁷⁾、¹¹⁾)の概要を以下に示す。

目荒らしの破壊モードには、支圧破壊とせん断破壊がある。片桐ら⁸⁾は、せん断破壊時($r_{cr} \geq 0.5$ で主に生じる破壊)の包絡挙動を再現するため、冒頭で述べたように、 $\tau - \delta$ 曲線を 3 段階に分けてモデル化した。そこで本研究では、 r_{cr} が 0.3 以下であり支圧破壊が想定されるが、このモデル化を参考に包絡モデルを新たに構築する。

まず、応力がピークに達し応力軟化するまでの挙動を、武者らが提案するせん断耐力式⁷⁾と圧縮応力下のコンクリート構成則¹¹⁾を組み合わせることで再現する。続いて、応力軟化後に見られる応力一定挙動(この一定応力を τ_{con} と定義する)に関して片桐ら⁸⁾は、 $Q - \delta$ 曲線では概ね $\delta = 2 \sim 6 \text{ mm}$ の範囲であると述べている。よって本モデルも同様に、範囲をせん断変位 $\delta = 2 \sim 6 \text{ mm}$ とする。D13S($r_{cr} = 0.1 \sim 0.3$)、D16S($r_{cr} = 0.1 \sim 0.3$)各実験値より $\delta = 2 \sim 6 \text{ mm}$ の応力平均値を算出し、その値からダウエルモデル⁴⁾より算出された $\delta = 2 \sim 6 \text{ mm}$ の応力平均値を引くことで目荒らしのみの応力を割り出す。以上の過程により、D13 および D16 でそれぞれ $\tau_{con} = 0.67$ と 0.5 N/mm^2 と設定する。

(1) 支圧破壊領域におけるせん断耐力式

図-7 に凹凸の円錐形状モデルを示す。武者らは目荒らし面におけるせん断耐力を評価するため、凹凸面の形状モデルを構築している。まず、目荒らしを円錐形状と仮定し、図-7(a)に示すように、一つの凹凸の平均水平投影面積 ${}^nA_{cr} \text{ mm}^2$ とすると、式(6)で表される⁷⁾。

$${}^nA_{cr} = 7350r_{cr} \quad (6)$$

また、目荒らしの半径 r は次式で表される。

$$r = \sqrt{\frac{{}^nA_{cr}}{\pi}} \quad (7)$$

続いて図-7(b)および(c)のように、凹凸の最大深さ D_{max} とし、式(7)で算出した半径 r より目荒らし単体の垂直投影面積 ${}^nA_{Hcr}$ は次式で表される。

$${}^nA_{Hcr} = r \times D_{max} \quad (8)$$

武者らは D_{max} を 10 mm として設計式を構築しており、また本試験体でも全試験体で深さを 10 mm 程度とした

ことから、ここでも $D_{max} = 10 \text{ mm}$ とする。

武者らのせん断耐力式は、 $A_j = 200 \text{ mm} \times 375 \text{ mm}$ の接合面を対象に回帰分析され、以下の式で構築される。

$$Q_s = 21.8 \cdot c \sigma_B^{0.26} \cdot A_{Hcr} \quad (9)$$

$$A_{Hcr} = r \times D_{max} \times \frac{A_j \times r_{cr}}{{}^nA_{cr}} \quad (10)$$

ここで、 A_j の大きさに左右されず、せん断応力として評価できるよう、最大せん断応力は、式(9)を A_j で除し、式(10)を代入して算出される。

$$\tau_{max} = 21.8 \cdot c \sigma_B^{0.26} \cdot \sqrt{\frac{r_{cr}}{7350\pi}} \cdot D_{max} \cdot A_j \quad (11)$$

(2) 包絡線のモデル化

図-8 に提案する目荒らしの包絡曲線モデルを示す。

破壊モードが支圧破壊となる目荒らしでは、ずれが生じると微小凹凸面に圧縮応力(接触応力^{5),6)}が作用し、せん断力に抵抗する。つまり、支圧破壊時の応力-変位関係は、圧縮応力下のコンクリートの挙動に類似すると考えられる。そこで、本モデルでは、コンクリートの一軸圧縮構成則を適用し、目荒らし面の力学挙動を再現する。以下に適用する構成則を示す。

$$\sigma = \frac{E_{b0} \cdot \varepsilon}{1 + \left(\frac{E_{b0}}{E_{bc}} - 2 \right) \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{cp}} \right) + \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{cp}} \right)^2} \quad (12)$$

支圧破壊に適応するよう、本モデルでは式(13)の通り σ , ε , E_{b0} , E_{bc} を、それぞれせん断応力 $\tau \text{ N/mm}^2$, せん断変位 $\delta \text{ mm}$, G_{b0} , G_{bc} に置き換えている。

$$\tau = \frac{G_{b0} \cdot \delta}{1 + \left(\frac{G_{b0}}{G_{bc}} - 2 \right) \left(\frac{\delta}{\delta_{cp}} \right) + \left(\frac{\delta}{\delta_{cp}} \right)^2} \quad (13)$$

δ_{cp} は、最大荷重時の変位を示しており、実験結果より $\delta_{cp} = 0.25 \text{ mm}$ としている。 G_{bc} は最大荷重と原点を結んだ直線の傾きを示しており、最大荷重は式(11)により算出する。 G_{b0} は初期勾配であり、全試験体の実験結果の平均より、 $G_{b0} = 1809 \text{ kN/mm}$ とする。

4. 実験結果

図-9 に、荷重-変位($Q - \delta$) 曲線を示す。同図には 6 章で述べる解析結果も併記している。アンカーのみを用いた(d)の試験体とこれ以外の累加した試験体を比較すると、後者の試験体の方が、荷重が大きくなり、目荒らしと組み合わせることによるせん断抵抗性能の向上が理解される。また、 r_{cr} の増加やアンカー筋の配置本数が増えることで、せん断力も大きくなる傾向が確認される。しかし、各試験体の最大荷重 Q_{max} が示されている表-3、図-9 より D13、D16 の試験体の最大荷重 Q_{max} を比較すると、(a)と(e)では 102.5 kN と 114 kN 、(b)と(f)

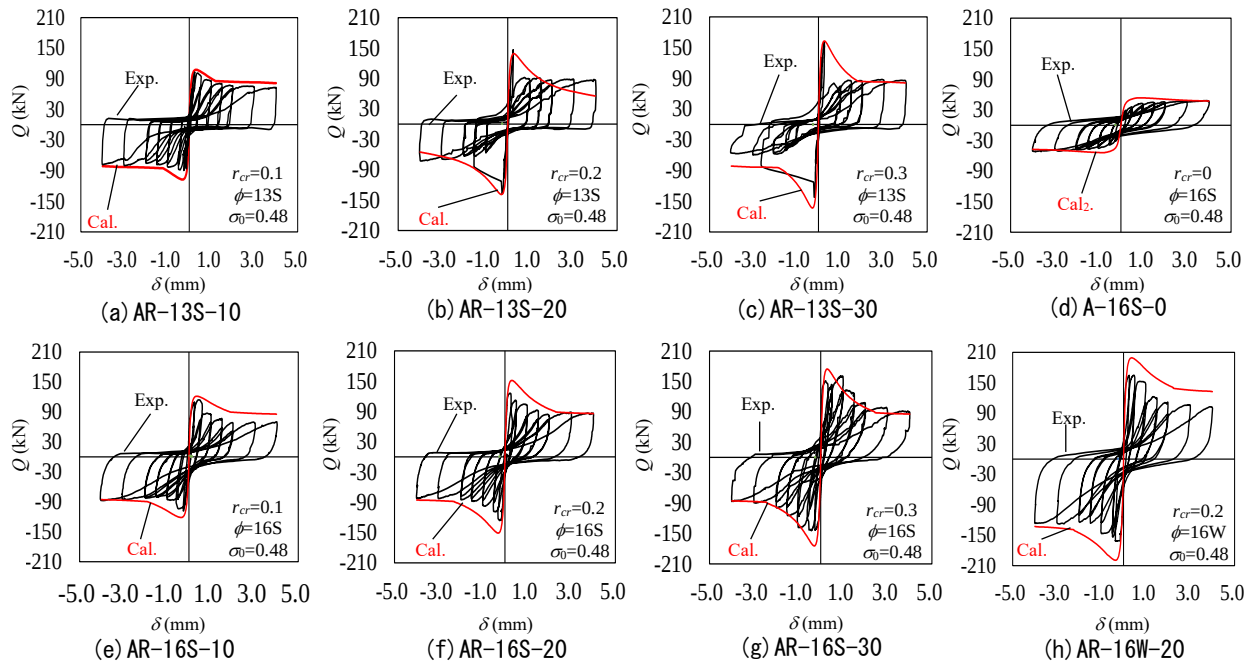


図-9 荷重-変位 ($Q-\delta$) 曲線

表-3 耐力評価結果

	R	A	AR		
試験体名	Q_{Cal1}	Q_{Cal2}	Q_{Cal}	Q_{max}	Q_{max}/Q_{Cal}
AR-13S-10	76.4	21.4	97.8	102.5	1.04
AR-13S-20	108.1		129.5	146.0	1.1
AR-13S-30	132.4		153.8	161.5	1.05
A-16S-0	0	33.54	33.5	45.8	1.36
AR-16S-10	74.2		107.8	114.0	1.05
AR-16S-20	105.0		138.5	126.0	0.9
AR-16S-30	128.6		162.5	160.3	0.98
AR-16W-20	105.0	67.1	172.1	177.4	1.03

R: 目荒らし A: アンカー AR: 累加 Q_{Cal} : R 計算値(kN)
 Q_{Cal2} : A 計算値(kN) Q_{Cal} : AR 計算値(kN) Q_{max} : 最大荷重(kN)

は146kNと126kN, (c)と(g)では161.5kNと160.3kNで, (b)と(f)のように, むしろD16の荷重が小さくなる結果を示すものもあり, アンカー筋径による大きな違いは見られなかった。

さらに, (d), (h)を除いた試験体では, $\delta=0.25\text{mm}$ 付近で荷重がピークに達し, その後荷重が低下し, $\delta=2.0\text{mm}$ 付近から一定の荷重値を示す挙動が確認された。これは, 目荒らしの挙動に近く, アンカー筋と累加することで, 荷重は全体的に増加するものの, その力学挙動は, 目荒らしの影響に強く依存する。

5. 耐力評価

武者らが提案するせん断耐力式⁷⁾が, 累加時の最大耐力を再現できるか検証するため, 式(11)で得られた荷重と, 耐震補強の設計指針によるせん断耐力¹²⁾を累加し,

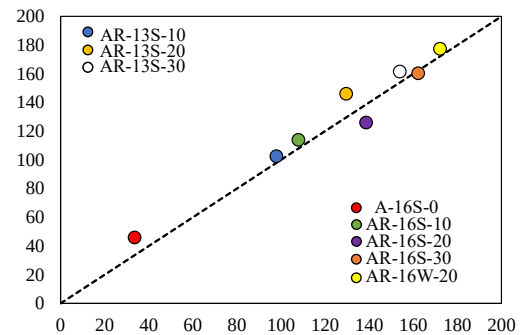


図-10 実験値と解析値の比較

耐力評価を行う。実験結果より, せん断変位 δ の小さい範囲で最大荷重に達していることから, 一般に使用される Q_a ではなく, ずれ変位が2mm以下の耐力を評価する, 外側耐震補強の耐力式¹²⁾を適用する。

$$Q_a = 0.7 \cdot \min(Q_{a1}, Q_{a2}) \quad (14)$$

$$Q_{a1} = 0.7 \cdot \sigma_y \cdot s a_e \quad (15)$$

$$Q_{a2} = 0.4 \sqrt{E_c \cdot \sigma_B} \cdot s a_e \quad (16)$$

ここに Q_a はあと施工アンカーのせん断耐力, σ_y はアンカー筋の降伏強度, $s a_e$ はアンカー筋の断面積, E_c は既存コンクリートのヤング係数, σ_B は既存部コンクリートの圧縮強度である。支圧破壊時の実験値と計算値の比較を図-10に示す。前掲の表-3には, 計算値および実験値との比も併記している。

表-3, 図-10より, 全試験体の安全率(Q_{max}/Q_{cal})の平均は1.06, 相関係数は0.99となり実験結果を精度良く評価できており, 武者らが提案する, 目荒らしのせん断耐力式⁷⁾は, あと施工アンカーと累加した場合においても適用可能と判断される。

6. 提案モデルの実験結果への適合性

前掲の図-9に、解析値を併記している。図-9(h)はW配筋のため、ダウエルモデルによって算出された解析値を2倍にしている。全ての試験体において解析値が実験値をやや大きめに評価するものの、(h)の試験体を除いては、概ね良好に再現できている。図-9(h)のAR-16W-20については、応力一定区間において、正側では解析値が実験値を大きく上回っており、換言すれば、アンカー筋がS配筋からW配筋に2倍に増えても、目荒らしと累加した場合には、アンカー筋が負担するせん断力が、純粋に2倍にならないことを示唆している。この要因として、接合面に目荒らしがあることにより、あと施工アンカーの支圧抵抗領域が変容し、純粋にせん断力が上昇できなかった可能性が指摘される。しかし、負側の方は良好に再現できており、本実験では、配筋を変えた試験体が1体しかないため、この累加によるメカニズムの変化までは解明できず、今後の研究課題としたい。

7. 結論

著者らは、耐震補強接合部における目荒らしとあと施工アンカーを併用したせん断載荷実験を行った。

実用的な観点から出来るだけ簡略的に評価することを目的として、目荒らしの形状モデルによる耐力式を用いて、耐力評価、およびせん断荷重-変位 ($Q-\delta$) 関係を再現するための力学モデルについて検証した。以下に本論文で得られた知見を列記する。

- 1) 目荒らしとあと施工アンカーを累加した実験結果より、多少の誤差はあるものの、およそ $\delta=0.25\text{mm}$ で荷重がピークに達し、その後目荒らし単独時に脆性的に荷重が低下する。 $\delta=2.0\text{mm}$ 以降は、荷重がほぼ一定となる挙動が観察された。
- 2) 本実験結果から、あと施工アンカー単独時より、目荒らしを施すことで、荷重の増加が観察された。また、 r_{cr} 、アンカー配筋の違いに伴い、荷重の増減が見られたが、アンカー筋径 (D13, D16) による荷重の変動は、ほとんど見られなかった。
- 3) 設計指針において考慮されていない目荒らしや累加のせん断耐力を、武者らの提案式⁷⁾と耐震補強の設計指針によるせん断耐力¹²⁾を累加し、耐力評価を行った結果、精度よく評価することが出来た。
- 4) 目荒らしのせん断抵抗モデルを、武者らの断耐力式⁷⁾と、コンクリートの圧縮応力下の構成則を用いて提案した。これとダウエルモデルを組み合わせることで、実験値をやや大きめに評価するものの、概ね良好に追跡可能であった。

本論文では、単調載荷モデルを用いて実験値を再現したが、今後は繰り返し挙動や、組み合わせ応力を想定した引張力下での力学挙動の検証のため追加実験を行い、モデル化適用範囲を発展させる予定である。

参考文献

- 1) 山田太蔵, 奥山裕希恵, 高瀬裕也, 阿部隆英: 鉄筋比が小さいあと施工アンカーとコンクリート目荒らし面を累加した耐震補強接合部の力学挙動, コンクリート学会年次論文集, 42 巻, 2 号, pp. 847-852, 2020.7
- 2) 奥山裕希恵, 高瀬裕也, 阿部隆英, 坂本啓太, 樋渡健: あと施工アンカーのダウエルモデルと目荒らしモデルの累加に関する考察, アップグレード論文報告集, vol.19, pp.497-502, 2019.10
- 3) 阿部隆英, 樋渡健, 坂本啓太, 高瀬裕也, 香取慶一: 既存部材に施したチッピングによる目荒らし形状の定量評価における基礎的研究, 日本建築学会技術報告集, 24 巻, 57 号, pp. 655-660, 2018.6
- 4) Takase Yuya: Testing and modeling of dowel action for a post-installed anchor subjected to combined shear force and tensile force, Engineering Structures, Vol.195, pp.551-558, 2019.9 Vol.39, No1, pp.919-924, 2017.6
- 5) Bujadaham Buja: The Universal Model for Transfer across Crack in Concrete, Department of Civil Engineering, The Graduate School of The University of Tokyo, 1991.3
- 6) 磯崎翼, 高瀬裕也, 阿部隆英, 樋渡健: 圧縮強度を違えたコンクリート目荒らし面のせん断応力伝達機構を再現する構成モデル, コンクリート工学年次論文集, Vol.40, No2, pp.73-78, 2018.6
- 7) 武者右京, 高瀬裕也, 阿部隆英, 樋渡健: 既存コンクリート目荒らし面の形状モデルを用いたせん断耐力式の提案, コンクリート工学年次論文集, 41 巻, 2 号, pp.949-954, 2019.6
- 8) 片桐優紀, 高瀬裕也, 阿部隆英, 樋渡健: 既存コンクリート目荒らし面のせん断破壊時における力学モデル, コンクリート工学年次論文集, 42 巻, 2 号, pp.829-834, 2020.7
- 9) 日本建築防災協会: 2017 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, 日本建築防災協会, 2017 年 (2017 年改訂版第 2 刷)
- 10) 松永健也, 菊池成美, 高瀬裕也, 溝口光男: 先付けとあと施工アンカーの違いを考慮した組み合わせ応力下のアンカー筋のダウエルモデル, コンクリート工学年次論文集, 42 巻, 2 号, pp.97-102, 2020.7
- 11) Saenz L. P.: Discussion of Equation for Stress - Strain Curve of Concrete, by Desayi P and Krishnan S, ACI Journal, Vol.61, No.9, pp.1229-1235, 1964
- 12) 日本建築防災協会: 既存鉄筋コンクリート造建築物の「外側耐震改修マニュアル」, 日本建築防災協会, 2003