

論文 鋼管により開口補強した RC 造耐震壁のせん断抵抗機構と補強効果に関する解析

根本 大成*1・Jonathan Monical*2・佐藤 真俊*3・前田 匡樹*4

要旨：原子力施設などの RC 造耐震壁に開口を設ける場合、一般的に開口補強筋を配筋して開口を補強する必要があるが、あと施工開口周囲に開口補強筋を配筋することは、施工の手間やコストの増加を招く虞がある。そこで本研究では、施工範囲をできるだけ開口周囲に限定する鋼管補強を提案し、その補強効果を弾性解析トラスモデル・塑性解析モデルによる応力度分布・終局耐力の構造性能を評価し、実験結果と比較した。その結果、鋼管補強は弾性時において開口周辺に集中する引張応力度を分散させ、終局時は従来補強以上の耐力となる結果となることが実験結果から判明し、その傾向を解析でも確認することができた。

キーワード：RC 造耐震壁、鋼管補強、開口補強、せん断耐力、弾性解析、塑性解析

1. はじめに

原子力施設の RC 造耐震壁において、出入口や配管敷設などの目的で、既存の壁に開口を増設する場合がある。RC 造耐震壁に開口を設ける場合には、日本建築学会の「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」(以下、RC 規準)に依り、開口補強筋を配筋することが必要である。しかし、既存の壁に新たに開口を設ける場合、図-1 に示すように開口周辺よりも大きくコンクリートをはつる必要があり、施工の手間やコストの増加を招くことがある。そこで、吉田ら²⁾は、鋼管・リブ・ボルトを用いた開口補強によって、はつり量を抑えながらも、従来の補強方法と同等以上の剛性および耐力が得られることを、純せん断を受ける壁要素実験によって確認した。また、Lai ら³⁾は、開口耐震壁の要素をトラスに置換した弾性解析モデル及び塑性理論に基づくトラス・アーチ解析モデルを用いて、耐力の低下メカニズムを評価できることを示した。しかし、これらの研究は純せん断下の有開口耐震壁の要素実験の検討に留まり、鋼管補強を施した耐震壁の実験による検討は行われていない。

そこで、本研究では、耐震壁における鋼管・リブ・ボルトを用いた開口補強の効果を検討することを目的とし、弾性解析トラスモデル及び塑性解析モデルの解析手法を用いて、弾性時の降伏点及び応力度分布、塑性時の終局耐力の構造性能を評価し、実験結果と比較した。なお、上記の解析方法のうち、弾性解析は鉄筋の降伏強度を上限とすることで部材の非線形領域の挙動を再現することは不可能であるが、壁筋が最初に降伏する位置や耐力、開口部周辺の応力の伝達経路、壁の弾性剛性などを推定・評価することができる。一方、塑性解析では、トラス・アーチ機構に基づく方法を用いて、壁の終局強度をマク

ロ的な簡易モデルを用いて推定する方法である。

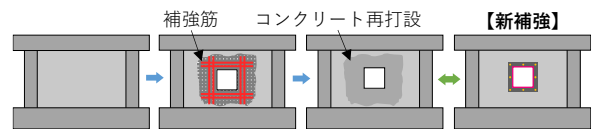


図-1 既存耐震壁へ開口を新設する場合の一般的な開口補強工事と新補強方法

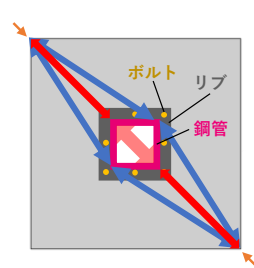


図-2 力の伝達機構

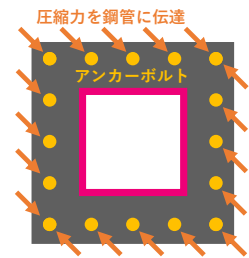


図-3 圧縮力を伝達及び曲げを確保する機構

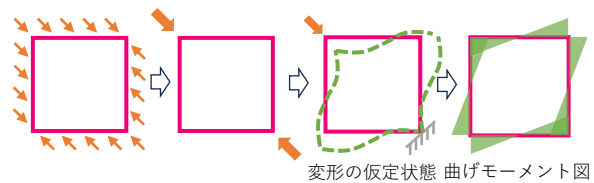


図-4 鋼管の荷重設定と曲げモーメント図

2. 鋼管補強による力の伝達メカニズム

本研究で検討の対象とした開口補強方法である鋼管補強は、吉田ら²⁾によって提案された工法で、開口補強筋の代わりに開口の内周に鋼管を挿入することで補強する。以下に、鋼管補強による力の伝達機構の概要を説明する。無開口壁と同様に壁対角方向に伝達する圧縮力を鋼管が

*1 東北大学大学院 工学研究科 都市・建築学専攻 博士課程前期 (学生会員)

*2 東北大学大学院 工学研究科 都市・建築学専攻 助教 博士(工学) (正会員)

*3 東北電力(株) 土木建築部 工修

*4 東北大学 グリーンクロステック研究センター/工学研究科都市・建築学専攻 教授 博士(工学) (正会員)

負担することで、開口によって分割される圧縮ストラットを補う効果を期待している(図-2)。また鋼管に加えて図-3に示すように、鋼管の4辺の板材の曲げ剛性を向上させるための補強リブ、コンクリート斜め圧縮ストラットから鋼管への荷重伝達を確保するためのアンカーボルトも配置される。図-4に示すように、角形鋼管にはせん断力によって隅角部に斜め圧縮力が作用し、4辺に逆対象の曲げモーメントが生じる。隅角部で鋼管板材が曲げ降伏した状態を考えると、鋼管が負担するせん断力 Q_p は、式(1)で求められる。鋼管に補強リブを設けることで、鋼管の曲げモーメント M_y が増加する。また、鋼管の水平剛性 k_f は図-5のようにモデル化することで、式(2)のように求められる。鋼管の変形 Δ_f は式(3)のように求められる。

$$Q_p = 2 \times \frac{2M_y}{L} = \frac{4M_y}{L} = \frac{4\sigma_{pipe}Z}{L} \quad (1)$$

$$k_f = 2 \times \frac{12EI}{L^3} = \frac{24EI}{L^3} \quad (2)$$

$$\Delta_f = \frac{P}{k_f} = \frac{PL^3}{24EI} \quad (3)$$

ここで、 σ_{pipe} ：鋼管の降伏強度、 Z ：鋼管板材の断面係数、 L ：鋼管高さ、 E ：ヤング係数、 I ：断面二次モーメント

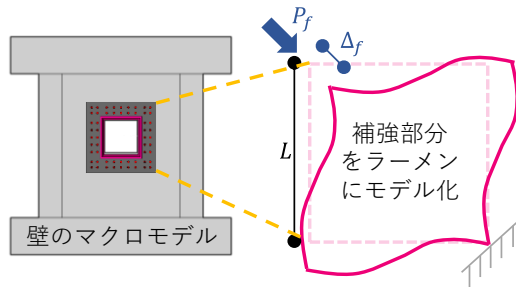


図-5 鋼管のモデル化

3. 解析対象試験体の概要

3.1 試験体概要

本論文での検討の対象には、筆者らが実施した有開口RC造耐震壁実験の試験体を用いた。

試験体の概要を表-1及び図-6に示す。上下にスタブを有する耐震壁で、壁板は1750mm×1750mm、開口は350mm×350mm(開口周比0.2)とした。試験体は、従来補強試験体及び鋼管補強試験体2体の計3体である。開口位置を考慮し試験体を5×5=25領域に分け、壁板の鉄筋にひずみゲージを貼り付け、鉄筋の降伏状況を把握した。

従来補強試験体は、RC規準に則り、開口補強筋(開口により欠損した鉄筋断面積とおおよそ等しい量)を配筋した。補強鋼管には、角形鋼管(350mm×350mm×12mm)

を使用した。鋼管には、前述のように曲げ剛性を高めるためのリブ(厚さ12mm)を溶接し、コンクリートから鋼管へ応力伝達を確保するためにアンカーボルト(M10)を挿入した。材料試験結果を表-2に示す。原子力建屋はせん断破壊が先行することを想定し、試験体の中心が反曲点となるように載荷した(図-7)。補強部分の設計では、図-8の概念図に示すように、無開口壁と補強壁の剛性が等しくなる、つまり、開口と同寸法(350mm×350mm)のコンクリートのせん断剛性と補強鋼管の曲げ剛性が等しくなるように設計したモデルを「補強 Full」、半分の剛性となるように設計したモデルを「補強 Half」としている。「補強 Half」は壁が荷重を受け損傷し、一定量剛性が低下してきた際に効果を発揮する想定である。なお、鋼管はリブ付きであるため、開口へ挿入する施工性を考慮し、2分割して壁の両側から挿入する工法とした。

3.2 実験結果の概要

図-9に実験による荷重-変形関係包絡線を示す。最大荷重は従来補強で1591kN(層間変形角0.55%)、補強Halfで1918kN(層間変形角0.60%)、補強Fullで2151kN

表-1 解析試験体一覧

試験体名	寸法	開口寸法 (開口周比)	開口補強
従来補強	1750 × 1750	350 × 350 (0.20)	開口補強筋
補強Full			角型鋼管+リブ +アンカーボルト
補強Half			

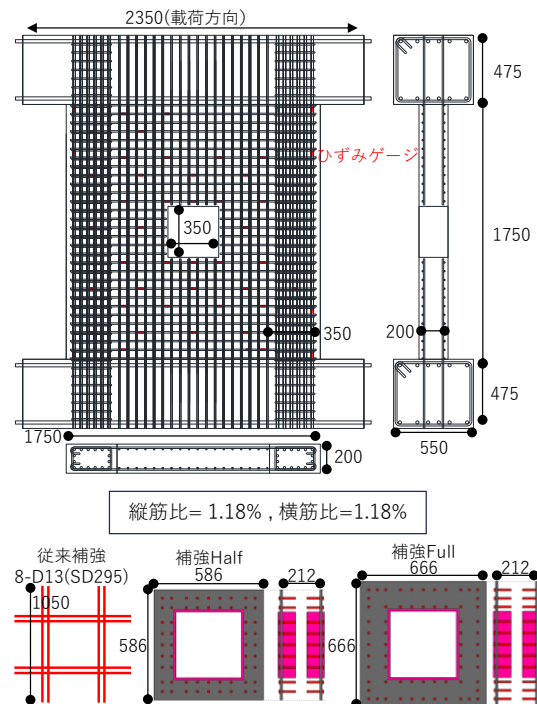


図-6 試験体概要[mm]

(層間変形角 0.79%) となり、鋼管補強の効果が見られた。各試験体において、最初に鉄筋が降伏した際の荷重は、それぞれの最大荷重に対して、約 2/3 となっていた。鉄筋が最初に降伏した位置は、従来補強及び補強 Half では開口隅角部であったが、補強 Full では開口から離れた位置で降伏した。

表-2 材料試験結果

コンクリート Fc30	Ec[kN/mm ²]	27.9
	σB[N/mm ²]	37.7
鉄筋 D10-SD295	εs[μ]	2000
	Es[kN/mm ²]	180
	σy[N/mm ²]	356
鋼管, リブ t=12mm (SD295)	Es[kN/mm ²]	180
	σy[N/mm ²]	382

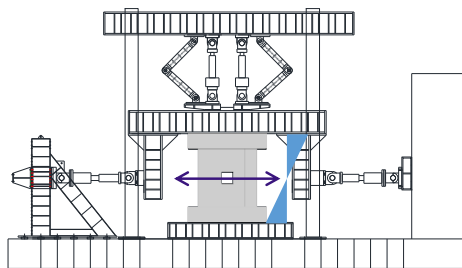


図-7 載荷装置図

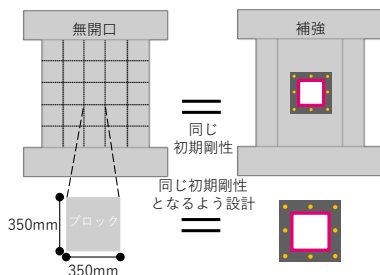


図-8 試験体設計 (補強 Full)

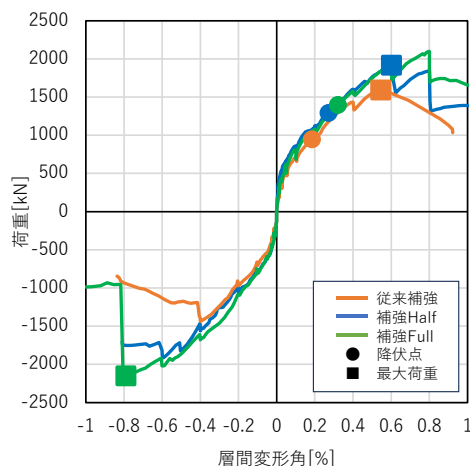


図-9 実験結果

4. 弾性トラスモデルによる解析

4.1 解析方法

弾性トラスモデルは、Lai ら³⁾が行った解析で、壁筋の引張力、及び、コンクリートの斜め圧縮力をトラス材にモデル化すること(図-10)で、壁筋が最初に降伏する位置や耐力、開口部周辺の応力の伝達経路、壁の弾性剛性などを推定・評価する方法であり、フレームとして解析を行っている。図-11に示すように、壁板を縦横それぞれ5区間の合計25個の領域に分割し、それぞれの領域内の鉄筋を水平材・鉛直材、コンクリートを斜材でモデル化する。本解析では、水平材・鉛直材の断面積は、水平壁筋、鉛直壁筋それぞれ12本の鉄筋総断面積をトラス1部材の断面積として集約し、ヤング係数は材料試験結果より設定した。また、試験体両側部には柱の配筋がされているため、解析モデルの断面積に柱配筋も加算した。斜材の断面積は、コンクリートの斜め圧縮ストラット幅に壁厚を乗じて求めた。ここで、隣接する解析要素との分布を考慮し、コンクリートの斜め圧縮ストラット幅はグリッド幅の半分と高さの半分からなる斜辺の長さとして仮定した。斜材のヤング係数についても材料試験結果より設定し、解析モデル下部の両端接点にピン・ローラーによる支持条件を与えた。荷重の設定については、実験ではせん断変形が極めて支配的であったため、せん断力が試験体の各辺に均等に作用すると仮定し、4辺の各最外節点の支配範囲に応じて分配させた。解析は、荷重を漸増させ、水平材・鉛直材のいずれか1ヶ所が材料試験から得られた降伏強度 356N/mm²に達した時点で終了した。解析手法には剛性マトリクス法を用いた。

図-12に示すように、弾性解析時において、鋼管をトラスにモデル化した際の軸剛性 k_a は式(4)のように求められ、軸変形 Δ_a は式(5)のように求められる。この時、置換トラス材の軸変形と鋼管の曲げ変形が等価になるように $\Delta_a = \Delta_f$ (式(3))と仮定すると、 $k_a = k_f$ が成り立ち、式(6)及び(7)のようにしてトラスモデル化時の鋼管の断面積を求められる。鋼管のヤング係数は鉄筋と同一と仮定した。

$$k_a = \frac{EA}{\sqrt{2}L} \quad (4)$$

$$\Delta_a = \frac{P}{k_a} = \frac{P \cdot \sqrt{2}L}{EA} \quad (5)$$

$$\frac{PL^3}{24EI} = \frac{P \cdot \sqrt{2}L}{EA} \quad (6)$$

$$A = \frac{24\sqrt{2}I}{L^2} \quad (7)$$

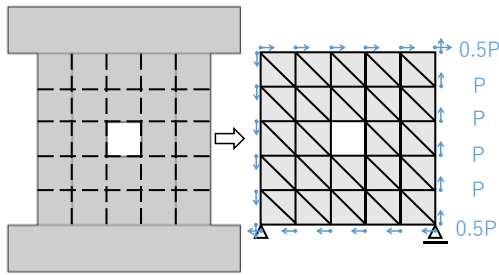


図-10 トラスモデル図と荷重設定

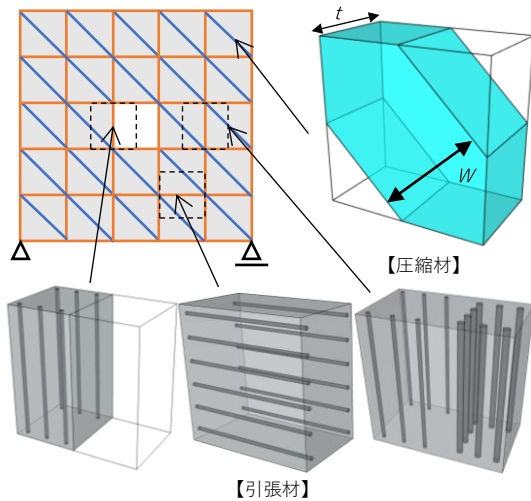


図-11 解析要素概念図

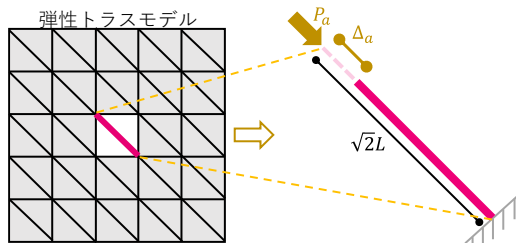


図-12 鋼管のトラスモデル化

4.2 解析結果

(1) 鉄筋降伏時の耐力

実験結果及び解析結果のせん断変形角及びせん断力の結果を図-13に示す。変形角については、最大で誤差24.4%であり、せん断耐力については、誤差17.8%と推定できた。従来補強試験体に対して、鋼管補強2試験体は降伏時の変形角及びせん断耐力が高い傾向を示しており、本研究にて提案する補強方法に対して、やや危険側の解析結果であるものの、各試験体の大小関係を捉えることができた。本解析のトラスモデルでは、鉄筋12本を1本の水平材と鉛直材に集約してモデル化している簡略モデルであり、最初に鉄筋が降伏するときの荷重は実験結果に対して過大に評価する傾向があると考えられる。

(2) ひずみと応力の分布

弾性解析トラスモデルによる、斜材（コンクリート）

の圧縮応力度分布と水平材・鉛直材（鉄筋）の引張応力度分布の解析結果を図-14に、試験体壁筋に貼付したひずみゲージによるひずみ度実験値の分布を図-15に示す。暖色で示す引張応力度のカラーマップについて、最大値を鉄筋降伏応力度 356N/mm^2 とし、寒色で示す圧縮応力度はコンクリートの有効圧縮強度 16.5N/mm^2 を最小値と設定している。黒く示した箇所が最初に降伏応力度に到達した部材である。ひずみのカラーマップについては、材料試験結果より降伏ひずみ 2000μ を超えた場合に降伏と仮定している。解析では、従来補強試験体及び補強 Half 試験体は開口隅角部にて最初に水平材が降伏し、補強 Full 試験体では開口から少し離れた箇所の水平材が最初に降伏している。この傾向はトラス解析によるカラーマップにおいても同様の位置が降伏すると推定された。鉄筋初降伏時、従来補強試験体は開口隅角部に引張応力度が集中しており、壁板部分のひずみゲージは黄色と、引張応力度を負担していない。一方、鋼管補強試験体では、開口周囲の鉄筋降伏時に壁板部分のひずみゲージも赤色の傾向が強くなり、引張応力度が大きいことを示している。これは鋼管補強を開口部に施したことにより、鉄筋降伏時、開口に集中する引張応力度が壁板全体に分散されたためと考えられ、解析においても同様の傾向が読み取れる。また、壁板隅角部のひずみゲージが高い引張応力度を示しているが、これは実験で発生した曲げの影響と考えられる。

(3) 斜め圧縮ストラット

トラス解析のカラーマップより、圧縮応力度は従来補強試験体では開口を避ける様に斜め圧縮ストラットが2本形成されているが、鋼管補強2試験体では対角線方向に太い1本の斜め圧縮ストラットが形成されていることが確認された。トラス解析において、鋼管部分の斜材のせん断力は補強 Full で 337.8kN 、補強 Half で 196.9kN であり、降伏時せん断耐力に対してそれぞれ13.2%、20.3%を負担しており、鋼管補強によって従来補強以上の性能を発揮することを確認できた。補強鉄筋の降伏位置に関する傾向は概ね捉えることができていたが、本研究で行った 5×5 グリッドの解析より細かい分割の解析を行うことで、鉄筋降伏状況の進展把握及び、より詳細な降伏位置に関する検討を行うことが今後の課題である。

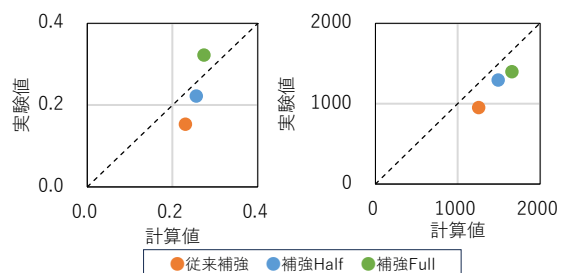


図-13 降伏時せん断変形角[%]及び強度[kN]の比較

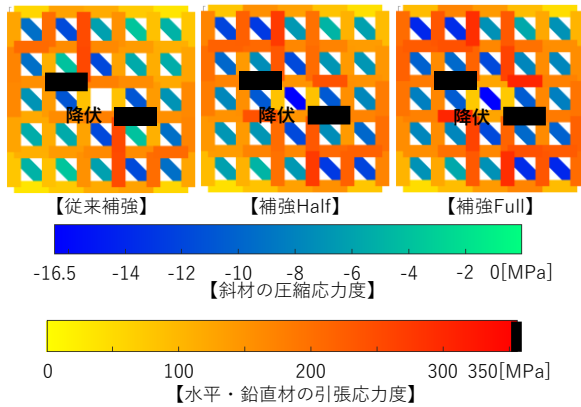


図-14 弾性トラスモデルの応力度分布解析結果

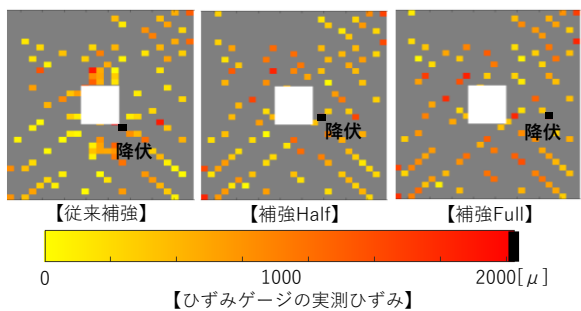


図-15 壁筋のひずみ度実験値（初降伏時）

5. 塑性トラス・アーチモデルによる検討

5.1 評価方法

Lai ら⁴⁾によって提案された終局塑性評価モデルでは、日本建築学会・靱性保証指針⁵⁾で提案されているトラス機構による負担せん断力 V_t 、アーチ機構による負担せん断力 V_a に加え、鋼管による負担せん断力 V_r の和として求めるマクロ的な評価方法である（図-16 及び式(8)）。力の釣合条件と同時に、すべての鉄筋が降伏し、コンクリートが有効圧縮強度に達した条件を用いた。トラス・アーチ機構によるせん断力 V_t と V_a は、文献3)で提案したトラス機構の有効強度係数 $\alpha=0.5$ （図-17 及び文献3）、ストラット幅 W がストラット長さ L_s の0.25倍などの仮定に基づいて算定した（式(9)～式(11)）。鋼管による対角ストラットの力の伝達の仕組みは、対角ストラット Q_d 、付着作用 Q_b 、鋼管の耐力 Q_p の3つの破壊モードを仮定し、それらの最小値で、鋼管による負担せん断力 V_r を評価する（式(12)）。ここで、対角ストラット Q_d は、トラス機構に釣り合うコンクリート応力を除いた有効圧縮強度 $(1-\beta) \cdot v\sigma_B$ と壁厚 t 、ストラット幅 w から求める（式(13)）。ストラット幅 w はアーチ機構のストラット幅 W と同様に、対角線の長さの0.25倍で求めるが、隣接する2本のストラットとして存在するため、 w はその対角線の長さの0.5倍とした。付着作用 Q_b は、アンカーの耐力で決まるせん断耐力及びコンクリートの支圧強度で決まるせん

断耐力の小さいほうで求める（文献6及び式(14)）。鋼管の耐力 Q_p は、2節により示した方法で求める。従来補強試験体については、追加した補強筋の最大耐力を計算し、補強部の耐力として計算した。

$$Q = V_t + V_a + V_r \quad (8)$$

$$V_t = \alpha \cdot p_w \cdot \sigma_y \cdot t \cdot \sum j_t \quad (9)$$

$$V_a = (1 - \beta) \cdot v\sigma_B \cdot t \cdot W \cdot \cos\theta \quad (10)$$

$$\beta = \frac{2 \cdot p_w \cdot \sigma_y}{v\sigma_B} \quad (11)$$

$$V_r = \min(Q_d, Q_b, Q_p) \quad (12)$$

$$Q_d = (1 - \beta) \cdot v\sigma_B \cdot t \cdot w \cdot \cos\theta \quad (13)$$

$$Q_b = \min(Q_1, Q_2) \\ = \min(0.7 \cdot \sigma_{bolt} \cdot A_{bolt} \cdot n_{bolt}, 0.4 \cdot A_{bolt} \cdot \sqrt{\sigma_B \cdot E_c} \cdot n_{bolt}) \quad (14)$$

ここで、 α ：壁筋有効強度係数、 p_w ：鉄筋比、 σ_y ：鉄筋降伏強度、 t ：壁厚、 j_t ：トラスせい、 v ：コンクリート圧縮強度の有効係数、 σ_B ：コンクリート圧縮強度、 W ：ストラット幅、 θ ：斜め圧縮ストラットの角度、 σ_{bolt} ：ボルトの降伏強度、 A_{bolt} ：ボルト断面積、 n_{bolt} ：ボルト本数

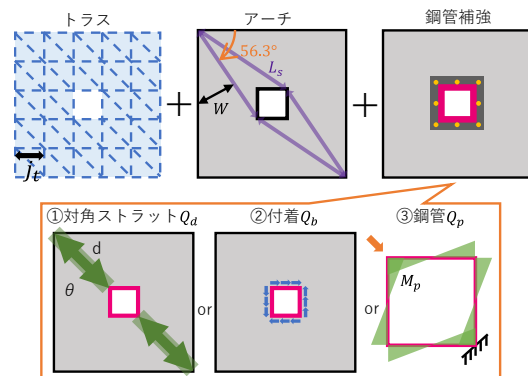


図-16 トラス・アーチモデルと補強時のモデル

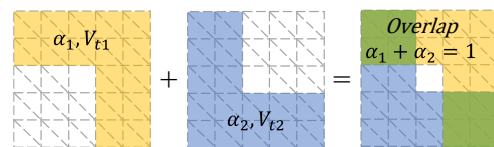


図-17 トラス機構における有効強度係数概要

5.2 評価結果

終局耐力の計算と実験値の比較を表-3及び図-18に示す。従来補強試験体の補強寄与分は補強筋の最大耐力をトラス機構に加算している。トラス・アーチ機構に加えて、鋼管による負担力を考慮した、本研究で使用している評価方法は、誤差8.8%以内となっており、精度よく推定することができた。鋼管補強2試験体は、実験にて

従来補強試験体以上の最大強度を示しており、その傾向を解析でも評価することができている。また、補強 Full と補強 Half は約 250kN の差が出ており、評価結果もその傾向を示している。

表-3 終局時の計算値と実験値[kN]

試験体名	計算値				実験値
	Vt	Va	Vr	Qcal	Qexp
従来補強	583	703	356	1642	1591
補強Half			384	1670	1918
補強Full			639	1925	2096

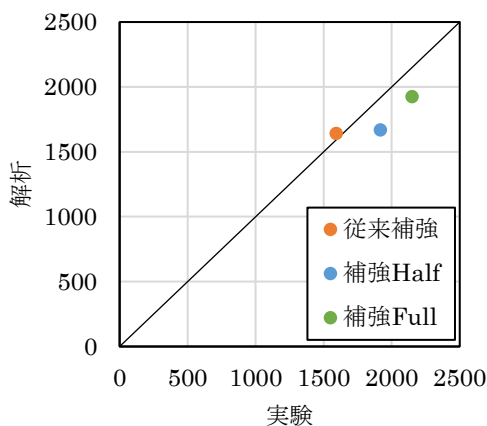


図-18 終局強度の実験値と解析値の比較[kN]

6. 結論

本研究では、原子力施設を想定した有開口 RC 造耐震壁を RC 規準に基づく従来の補強方法・鋼管を用いた補強方法のモデルを作成し、弾性解析トラスモデル及びトラス・アーチ理論に基づく塑性評価モデルを用いて、開口補強を有する耐震壁の構造性能を評価し、実験結果と比較した。鋼管補強の部材は、開口で低下する剛性・耐力を補うように断面を設計した。

本研究で得られた知見を以下に示す。

- (1) 弾性解析トラスモデルにおいて、降伏時変形角は誤差約 24%、降伏強度は誤差約 18%以内の精度で検証できた。また、実験結果より、従来補強試験体及び補強効果を低減させた試験体に対して、初期降伏

位置は開口の隅角部であった一方、補強効果を十分に発揮するよう設計した試験体は開口とは少し離れた位置であった。この傾向は弾性解析でも確認することができた。

- (2) 塑性評価モデルでは、トラス・アーチ機構に加え、鋼管のせん断耐力も考慮し、せん断終局強度を算出した。計算結果は実験結果に近く誤差約 9%となっており、開口壁のせん断終局強度をよく評価できた。
- (3) 本研究で検討した弾性解析トラスモデルでは、検討が 5×5 グリッドに留まったため、よりグリッドの目を細かくした検討も必要である。また、弾性範囲のみの検討に留まっているため、塑性領域も含めた検討が今後の課題である。

謝辞

本研究は、建築研究所 関松太郎氏には多大なるご助言を賜りました。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説，2018 年
- 2) 吉田陽葵, JONATHAN MONICAL, 前田匡樹, 相澤直之：既存 RC 造耐震壁にあと施工する開口に対する補強方法の提案と補強効果の検証，コンクリート工学会年次論文集，第 46 巻，第 2 号，pp.391-396，2024.6
- 3) LAI THI HOA, JONATHAN MONICAL, 前田匡樹, 菅原裕太：有開口 RC 造耐震壁のせん断抵抗機構に関する解析，コンクリート工学会年次論文集，第 46 巻，第 2 号，pp.403-408，2024.6
- 4) LAI THI HOA, 吉田陽葵, Margaryta Goldina, Jonathan Monical, 前田匡樹, 関松太郎, 菅原裕太, 佐藤真俊, 相澤直之：開口部が鉄筋コンクリート造壁の耐力及び剛性に及ぼす影響の検討その 11 鋼管を用いた開口補強方法における最大耐力の検討，日本建築学会学術講演梗概集 C-2，構造 4，pp343-344，2024.8
- 5) 日本建築学会：鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説，1988.8
- 6) 国土交通省：あと施工アンカー・連続繊維補強設計・施工指針，2006 年