

論文 / 著書情報  
Article / Book Information

|                   |                                                                                                        |
|-------------------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| 論題(和文)            | 外付け制振補強された既存RC造建物の耐震補強設計手法に関する研究<br>その2 取付部の破壊モードとその耐力算定式について                                          |
| Title             |                                                                                                        |
| 著者(和文)            | 住岡良紀, 箕輪田翔, 長谷川隆, 森田高市, 向井智久, 石井匠, 佐藤大樹,<br>北村春幸                                                       |
| Authors           | Sho Minowada, daiki sato, Haruyuki Kitamura                                                            |
| 出典 / Citation     | 日本建築学会大会学術講演梗概集, Vol. B-2, , pp. 653-654                                                               |
| Citation(English) | , Vol. B-2, , pp. 653-654                                                                              |
| 発行日 / Pub. date   | 2008, 9                                                                                                |
| rights            | 日本建築学会                                                                                                 |
| rights            | 本文データは学協会の許諾に基づきCiNiiから複製したものである                                                                       |
| relation          | isVersionOf: <a href="http://ci.nii.ac.jp/naid/110007065334">http://ci.nii.ac.jp/naid/110007065334</a> |

外付け制振補強された既存 RC 造建物の耐震補強設計手法に関する研究

—その2 取付部の破壊モードとその耐力算定式について—

RC建物 外付け制振補強 履歴型制振ブレース  
破壊モード 耐力式

正会員 ○ 住岡 良紀\*1 同 箕輪田 翔\*2  
同 長谷川 隆\*3 同 森田 高市\*3  
同 向井 智久\*3 同 石井 匠\*4  
同 佐藤 大樹\*5 同 北村 春幸\*5

1. はじめに

制振ブレースとRC取付部における要素実験を行うことにより、その1では実験概要を述べた。その2ではその1で検討した試験体①~試験体④に加えて、過去に行われた同形状の試験体⑤~試験体⑭<sup>1)2)</sup>を加え、想定される破壊モードの特定とそれらの耐力式の精度について検討した。

2. 各試験体の破壊モード

試験体⑤~試験体⑭<sup>2)</sup>の中で特に、試験体⑤~試験体⑦は試験体①及び試験体②と同様に面外曲げ応力の影響が最も大きく、その影響により主筋が降伏した後ねじれによる脆性破壊を起こした。また試験体⑧は全15試験体のうち唯一、RC梁部にスラブが取付していることを想定した試験体である。そのため面外曲げによる主筋降伏を抑え、スラブ無し試験体⑤と比較してねじれ耐力もやや増加したものの、最終的にはねじれ破壊となった<sup>2)</sup>。また、試験体⑤~試験体⑦より、せん断補強筋量よりも主筋量の違いがねじれ耐力に与える影響が大きいことも確認された。次に、試験体⑩~試験体⑭<sup>1)</sup>の中で特に、試験体⑩及び試験体⑪は、軸力の影響がねじれ耐力に及ぼす影響を確認するための試験体であり、それぞれ圧縮・引張軸力により破壊性状が異なることを確認した試験体である。特に試験体⑩は圧縮軸力によりねじれ耐力の向上が確認された。試験体⑫~試験体⑭はRC梁部の耐力を上げ、代わりに取付部のグラウト強度を低くし、取付部での破壊を意図して設計された試験体である。実験時では、定着板滑り、定着板浮上り、グラウトのせん断破壊が確認された。

3. 各試験体計算耐力とその精度

本工法を適用する補強設計において、RC部材の算出する各種計算耐力<sup>3),4)</sup>は終局面内・面外曲げ耐力 $M_u$ 、 $M_u$ 、ねじれモーメント $T_{wo}$ 、せん断終局耐力 $Q_{su}$ の4つである。算定にはそれぞれ式(1)~(3)を用い、算出結果と実験時の最大軸力を併せて表1に示した。これより、実際にRC梁部が破壊した、試験体①、②、⑤~⑪はRC部材の計算耐力の最小値(式1~3の最小値)が実験時最大耐力を下回り、また、RC梁部が破壊しなかった試験体③、④、⑫~⑭は、RC部材の計算耐力の最小値が実験時最大軸力を上回った。しかしながら、面外曲げとねじれに関する計算耐力と実験応力とを比較した図6から、面外曲げ降伏後のねじれ破壊した試験体8体(①、②、⑤~⑦、⑨~⑪)の面外曲げ耐力、ねじれ耐力は共に、理論耐力式(1)~(3)よりも平均して約40%のばらつきが生じており、特に面外曲げ耐力に関しては過小評価をしている。よって、表1及び図6の面外曲げ耐力とねじれ耐力の大小関係は定性的に整合していると言えるが、推定式の精度は今後検討する必要がある。また、傾向として、ねじれ耐力の方が面外曲げ耐力と比べ大きくなっているが、実験結果から、このような場合であっても面外曲げ降伏すると、ねじれに対しての抵抗も低下する。よってねじれ破壊防止のためには、

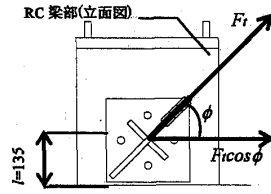


図1 面内曲げモーメント

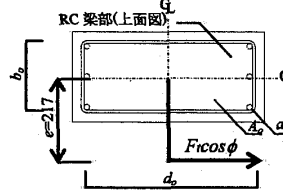


図3 ねじれモーメント

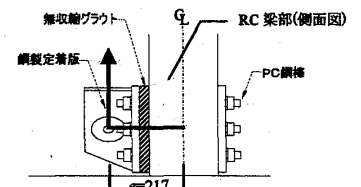


図2 面外曲げモーメント

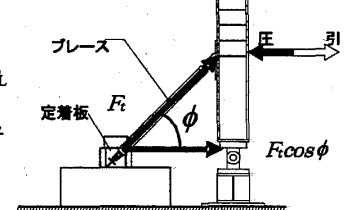


図4 せん断力

$N < N_{min} < 0$  のとき

$$M_u = M_u = 0.8a_s \sigma_y D + 0.4ND \quad (1)$$

$$T_{wo} = 1.01 \frac{B^2 D}{\sqrt{B}} \sqrt{F_c} + \left( 0.66m + 0.33 \frac{d_o}{b_o} \right) \frac{A_o \cdot a_v \cdot \sigma_{vy}}{s} \quad (2)$$

$$Q_{su} = \left[ \frac{0.053 p_t^{0.23} (\sigma_B + 18)}{M/(Qd) + 0.12} + 0.85 \sqrt{p_w \sigma_{wy}} \right] bj \quad (3)$$

$$M'_u = F_i \cos \phi \cdot l, \quad M''_u = F_i \sin \phi \cdot e \quad (4,5)$$

$$M'_{no} = F_i \cos \phi \cdot e, \quad Q'_{su} = F_i \cos \phi \quad (6,7)$$

表1 理論耐力と実験値との比較

| 試験体名 | ブレース軸方向の理論耐力値 |            |               |               | ブレース方向の実験値        |                   |
|------|---------------|------------|---------------|---------------|-------------------|-------------------|
|      | $Q_{su}$ (kN) | $Q_u$ (kN) | $Q_{tu}$ (kN) | $Q_{no}$ (kN) | 最大引張軸力 $F_t$ (kN) | 最大圧縮軸力 $F_c$ (kN) |
| ①    | 615.2         | 295.7      | 86.5          | 168.1         | 142.8             | 151.8             |
| ②    | 875.4         | 433.0      | 73.2          | 238.1         | 109.3             | 154.9             |
| ③    | 753.0         | 1149.4     | 336.5         | 286.0         | 170.5             | 234.3             |
| ④    | 1554.7        | 1465.3     | 243.1         | 338.2         | 171.9             | 209.4             |
| ⑤    | 333.7         | 292.3      | 85.4          | 102.0         | 105.3             | 128.9             |
| ⑥    | 280.3         | 115.0      | 33.7          | 70.5          | 43.0              | 61.7              |
| ⑦    | 317.4         | 293.7      | 85.9          | 89.3          | 103.9             | 146.2             |
| ⑧    | 345.3         | 243.8      | 71.3          | 103.0         | 149.0             | 150.4             |
| ⑨    | 456.1         | 291.2      | 39.2          | 113.4         | 81.8              | 83.8              |
| ⑩    | 244.8         | 257.7      | 107.1         | 93.4          | 88.2              | 332.9             |
| ⑪    | 250.6         | 215.1      | 90.5          | 92.5          | 135.8             | 178.9             |
| ⑫    | 617.4         | 1466.0     | 370.6         | 244.6         | 171.3             | 298.2             |
| ⑬    | 640.1         | 1369.8     | 346.3         | 245.7         | 252.4             | 337.7             |
| ⑭    | 619.6         | 1397.8     | 353.3         | 244.7         | 228.3             | 413.3             |

面外曲げ降伏させない必要がある。このことは、面外曲げに対して主筋が降伏する際には、式(2)から得られるねじれ耐力は過大評価となる場合もあることを示唆している。さらに、スラブ付きの試験体⑧に関して、面外曲げ耐力が低く見積もられているが、これは計算時

Design Method for Seismic Retrofit of Existing R/C Buildings  
Using Energy Dissipative Brace  
Part.2 Assumed Failure Mode and Calculation Equation on  
Maximum Strength

SUMIOKA Yoshinori, MINOWADA Sho  
HASEGAWA Takashi, MORITA Koichi  
MUKAI Tomohisa, ISHII Takumi  
SATO Daiki, and KITAMURA Haruyuki

表2 プレース導入軸力によって生じる実験耐力と理論耐力の比較

| 各種耐力       | 試験体①     | 試験体②   | 試験体③   | 試験体④    | 試験体⑤   | 試験体⑥   | 試験体⑦   | 試験体⑧   | 試験体⑨     | 試験体⑩   | 試験体⑪   | 試験体⑫   | 試験体⑬   | 試験体⑭   |  |  |
|------------|----------|--------|--------|---------|--------|--------|--------|--------|----------|--------|--------|--------|--------|--------|--|--|
| 破壊モード      | 面外→ねじれ破壊 |        |        |         | 破壊せず   |        |        |        | 面外→ねじれ破壊 |        |        |        | ねじれ破壊  |        |  |  |
| $iM_u$     | 28.23    | 29.23  | 109.72 | 139.88  | 27.90  | 10.98  | 28.04  | 23.27  | 27.80    | 24.60  | 20.53  | 139.94 | 130.76 | 133.43 |  |  |
| $iM'_u$    | 13.60    | 7.41   | 16.27  | 16.40   | 10.05  | 4.10   | 9.92   | 14.22  | 7.81     | 8.42   | 12.78  | 16.35  | 24.09  | 21.84  |  |  |
| $oM_u$     | 13.28    | 13.75  | 51.63  | 37.30   | 11.90  | 4.69   | 11.96  | 9.93   | 4.63     | 16.44  | 13.89  | 69.97  | 65.38  | 66.71  |  |  |
| $oM'_u$    | 21.91    | 20.63  | 26.16  | 26.37   | 14.67  | 5.98   | 14.48  | 20.75  | 9.66     | 13.62  | 20.53  | 26.28  | 38.73  | 35.11  |  |  |
| $T_{uo}$   | 27.10    | 27.15  | 45.17  | 54.18   | 14.21  | 9.82   | 12.44  | 14.35  | 13.39    | 14.33  | 14.20  | 46.18  | 46.39  | 46.20  |  |  |
| $M'_{tuo}$ | 21.91    | 11.91  | 26.16  | 26.37   | 14.67  | 5.98   | 14.48  | 20.75  | 9.66     | 13.62  | 20.53  | 26.28  | 38.73  | 35.11  |  |  |
| $bQ_{su}$  | 435.03   | 437.69 | 532.46 | 1099.30 | 235.97 | 198.20 | 224.45 | 244.15 | 322.50   | 173.07 | 177.18 | 436.58 | 452.60 | 438.11 |  |  |
| $bQ'_{su}$ | 100.97   | 54.90  | 120.56 | 121.55  | 74.48  | 30.38  | 73.50  | 105.35 | 57.82    | 62.76  | 94.63  | 121.11 | 178.48 | 161.81 |  |  |

にスラブを考慮して耐力を算出しておらず、他の試験体と同じ式(2)により算出した為である。また、同試験体⑧は、ねじれの実験応力が計算耐力よりも上昇することが確認されたので、前述の面外曲げ耐力を含め、スラブ付き梁部材の耐力算定については、より自由度を上げる意味で今後検討が必要である。

4. 各試験体の余裕度の検討

本研究では面外曲げ・ねじれ・せん断のそれぞれに、実験時に得られた最大引張ブレース軸力を元に、実際に作用する応力(面内曲げ・面外曲げ・ねじれ・せん断耐力)と、式(1)-(3)から算出される計算耐力とを用いて、各試験体の余裕度  $R$ (= 計算耐力/実験応力) を検討する。実験時の最大ブレースの導入軸力による面内曲げモーメント  $iM_i$ 、面外曲げモーメント  $oM_o$ 、ねじれモーメント  $T_{uo}$ 、せん断力  $bQ_{su}$  の各算定式を式(4)-(7)に示し、図1-図4に算定時の概略図を示す。式(1)-(3)及び式(4)-(7)で算定された各試験体の余裕度を表2に示す。表2より得られた値を元に、縦軸を式の精度、横軸を試験体番号として、面内曲げ及びせん断余裕度を図5に示し、面外曲げ及びねじれ余裕度を図6に示す。図5より本研究での14体の試験体については、面内曲げ及びせん断で破壊した試験体はなく、少なくともここで示す余裕度 1.61、1.87を上回っていれば、それぞれの破壊は避けられることを示唆している。なお、これらは一般的なRC部材の耐力であれば通常は問題にならない大きさと考えられる。一方、図6より面外曲げ及びねじれに対しても破壊に至らずブレースが破壊した試験体③及び試験体④では、面外曲げ及びねじれに対して、少なくともそれぞれ余裕度 1.41、1.73を上回っていればそれぞれの破壊は避けられることを示唆している。また、試験体⑩はねじれ破壊したにも関わらず、各種余裕度が 1.0を下回らなかったが、これは軸力の影響を式(2)が考慮していないことによるものと思われる。

5. まとめ

本研究から得られた知見は以下の通りである。

- 1 本研究で検討したRC梁部の耐力は、面内曲げ耐力・面外曲げ耐力・ねじれ耐力・せん断耐力の4種類と、取付部耐力として、定着板滑り耐力・定着板浮上り耐力・グラウトのせん断耐力の3種を加えた計7種類である。また、それぞれの耐力は、その1で前述した通り、歪み硬化によるブレース軸応力の上昇を見込んだ、最大引張軸応力を用いて算出した。RC梁部の破壊性状は面外曲げの影響によりブレース降伏とほぼ同時にブレース取付け側の主筋が降伏した為に、ねじれに対して主筋が抵抗できなくなり、最終的には脆性破壊が起こったと推察される。このことから、面外曲げ耐力がねじれ耐力よりも小さい場合は、ねじれ耐力が十分に発揮されないものとする。
- 2 面外曲げとねじれに起因する変形の卓越性を検討した結果(そ

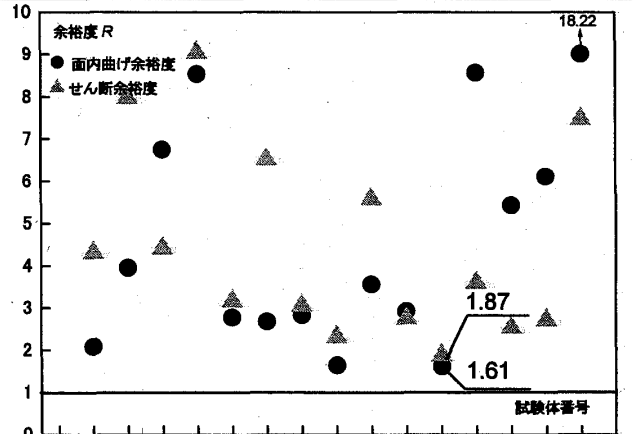


図5 面内余裕度及びせん断余裕度の算定結果

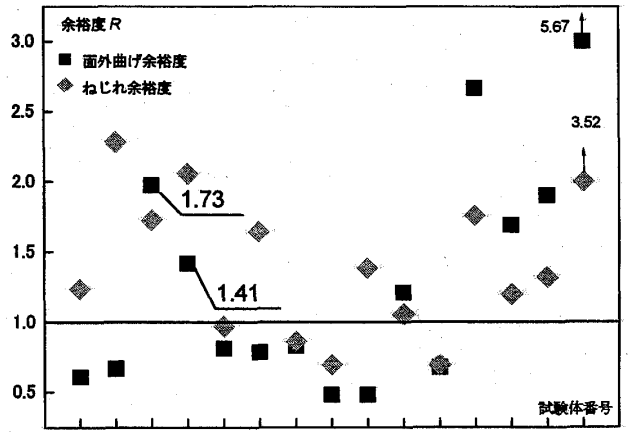


図6 面外余裕度及びねじれ余裕度の算定結果

の1の図7)、耐力式から得られる破壊モードの変形成分が卓越する結果であった。しかし、値としてはバラつきがあるので、今後検討する必要がある。さらに、スラブ付き試験体においては、ここで示した耐力式(1)、(2)は実際の耐力を過少評価するため、設計時の自由度を上げるという点においては、その効果を考慮した耐力の算定方法について検討の余地があると言える。

- 3 各試験体に対して余裕度  $R$  を算出した結果、各種余裕度(面内曲げ・面外曲げ・ねじれ・せん断)は少なくともそれぞれの余裕度 1.61・1.41・1.73・1.87を上回っていればそれぞれの破壊は避けられる事が分かる。しかしながら、ここで示した値は、設計で用いる値としてはまだ不十分であるため、設計において合理的な値を引き続き検討する必要がある。

\*1 東京理科大学 大学院生  
 \*2 東京工業大学 大学院生 (元 東京理科大学)  
 \*3 独立行政法人 建築研究所 博士(工学)  
 \*4 JFE 技研 株式会社 博士(工学)  
 \*5 東京理科大学理工学部建築学科 博士(工学)

Graduate Student, Tokyo University of Science  
 Graduate Student, Tokyo Institute of Technology  
 Building Research Institute, Dr.Eng.  
 JFE R&D Corp., Dr.Eng.  
 Professor, Tokyo University of Science, Dr.Eng.