T2R2 東京工業大学リサーチリポジトリ
Tokyo Tech Research Repository

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	高層鉄骨架構に配置された座屈拘束ブレースの機構安定性
Title(English)	MECANICAL STABILITY ASSESMENT OF BUCKLING RESTRAINED BRACES DISTRIBUTED IN HIGH-RISE STEEL STRUCTURES
著者(和文)	小﨑均
Author(English)	Hitoshi Ozaki
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第10154号, 授与年月日:2016年3月26日, 学位の種別:課程博士, 審査員:竹内 徹,小河 利行,坂田 弘安,堀田 久人,五十嵐 規矩夫
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第10154号, Conferred date:2016/3/26, Degree Type:Course doctor, Examiner:,,,,
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

Powered by T2R2 (Tokyo Institute Research Repository)

高層鉄骨架構に配置された座屈拘束ブレースの機構安定性

MECANICAL STABILITY ASSESMENT OF BUCKLING RESTRAINED BRACES DISTRIBUTED IN HIGH-RISE STEEL STRUCTURES

平成二十七年度

東京工業大学大学院理工学研究科

建築学専攻

小﨑　均

目次

第 1 章　序論　1

1.1　研究の背景　2

1.2　既往の研究　4

1.3　研究の目的　6

第 2 章　二方向地震入力を受ける制振建物のブレース構面外応答　11

2.1　序　12

2.2　解析モデルの設定　13

2.2.1　部材のモデル化　14

2.2.2　各解析モデル　14

2.3　水平二方向入力地震動の設定　19

2.4　解析モデルの性状分析　22

2.4.1　立体固有値解析結果　22

2.4.2　多方向静的増分解析結果　22

2.5　水平二方向地震動入力時刻歴応答解析による応答変形の同時性評価　27

2.5.1　応答変形同時性の評価法　28

2.5.2　応答変形同時性の評価　28

2.5.2.1　偏心による影響　28

2.5.2.2　建物高さによる影響　32

2.5.2.3　架構の崩壊形式による影響　33

2.6　結　37

第 3 章　接合部を含む座屈拘束ブレースの機構安定条件　39

3.1　序　40

3.2　機構安定条件の誘導　41

3.2.1　機構安定限界の誘導　41

3.2.2　接合部を含めた BRB の最大耐力評価式の誘導　45

3.2.3　機構安定条件式の誘導　51

3.3　強制構面外変形下の繰返し載荷実験　54

3.3.1　実験概要　54

3.3.2　試験体概要　56

3.3.3　実験結果　58

3.4　提案安定条件式の妥当性の検討　61

3.5　結　66

第 4 章　多様な形式の座屈拘束ブレースの機構安定条件 75
4.1　序 76
4.2　検討する BRB の概要 77
4.3　強制面外変形下の座屈拘束ブレースの繰返し載荷実験 79
4.3.1　実験概要 79
4.3.2　試験体概要 81
4.3.3　実験結果 85
4.4　機構安定条件式の精度評価 92
4.3.1　安定限界軸力の評価 92
4.3.2　評価値と実験値の比較 93
4.5　結 97

第 5 章　座屈拘束ブレースの安定性能曲線を用いた機構安定評価手法 99
5.1　序 100
5.2　面外座屈安定性能曲線による評価の手順 101
5.3　BRB の特性値 103
5.3.1　設計変数特性値 104
5.3.2　評価用特性値 104
5.4　設計変数特性値の検討範囲 108
5.4.1　BRB 本体に関する設計変数特性値の検討範囲 108
5.4.2　BRB の接合部回転剛性に関する設計変数特性値 109
5.5　弾性全体座屈荷重 114
5.5.1　全体座屈荷重の検討モデル 114
5.5.2　BRB 全体の座屈荷重評価 115
5.6　設計荷重時の拘束材端部の面外変位 117
5.6.1　初期不整値の検討 117
5.6.2　座屈前変形による変位の検討 118
5.7　設計用偏心曲げモーメント 121
5.7.1　接合部の座屈耐力式 121
5.7.2　接合部座屈荷重の評価 121
5.7.3　BRB の芯材突出部に生じる偏心曲げモーメントの評価 122
5.8　設計用付加曲げモーメント 124
5.9　BRB 機構安定性の評価手法 127
5.9.1　芯材突出部の設計用曲げモーメント 127
5.9.2　拘束材端部の曲げ耐力 129
5.9.3　面外座屈安定性能曲線 129
5.9.4　評価用特性値による評価の精度 130

5.10　結　133

第 6 章　K 型配置された座屈拘束ブレースの機構安定設計　137
6.1　序　138
6.2　両端の接合条件が非対称な場合の機構安定条件の誘導　139
6.2.1　接合条件が非対称な場合の機構安定評価式の概要　139
6.2.2　接合条件が非対称な場合の座屈拘束ブレースの崩壊時軸力－面外変位関係　142
6.2.3　各種崩壊モードにおける拘束材端部回転ピンの場合の接合部座屈荷重　152
6.2.4　強制面外変形を受ける場合の崩壊時軸力評価　153
6.2.5　接合条件が非対称な場合の座屈拘束ブレースの安定限界軸力　154
6.3　大梁回転剛性を考慮した機構安定評価法の提案　158
6.3.1　座屈拘束ブレース機構安定性評価法閾値　158
6.3.1.1　各モデルに元づく接合部座屈軸力　159
6.3.1.2　接合部座屈軸力による閾値の評価　161
6.3.2　数値解析による評価モデルの検証　164
6.4　梁側接合部の回転剛性の評価　166
6.4.1　解析モデル　166
6.4.2　解析結果　169
6.4.2.1　載荷点の面外変位　169
6.4.2.2　回転バネ定数の算出　170
6.5　梁側接合部回転剛性算出のための簡易モデル　172
6.5.1　簡易的な接合部回転剛性の算出方法　172
6.5.1.1　大梁周りの水平剛性 $_{H}K_{Rb}$　172
6.5.1.2　梁付接合部の GPL の水平剛性 $_{H}K_{Rg2'}$　175
6.5.1.3　梁付接合部の回転剛性の算出　176
6.5.2　FEM 解析との比較　177
6.6　結　178

第 7 章　超高層建物における座屈拘束ブレースの機構安定設計　181
7.1　序　182
7.2　片流れ配置された BRB の機構安定性の検討　183
4.2.1　設置例 1 の検討　185
4.2.2　設置例 2 の検討　187
7.3　K 型配置された BRB の機構安定性の検討　190
7.3.1　K 型配置された BRB の設計上の問題点　190

7.3.2　ブレースが取付く大梁せいが非常に大きい場合の検討　190
7.3.3　通常のせいの大梁にブレースが取付く場合の検討　196
7.3.4　高容量の BRB が通常の成の大梁に取付く場合の検討　203
7.3.5　K 型配置用 BRB の今後の課題　209
7.4　結　211

第 8 章　結論　215

本研究に関連して発表した論文　223
～230

記号の説明

a, b: 大梁回転剛性による上部接合部評価モデルの閾値

a_r: 初期不整値: $a_r = a_t + e + s_r + \left(2s_r / L_{in}\right)\xi L_0$, a_t: 芯材の元たわみ, e: 加力部の偏心量, s_r: 芯材と拘束材間の片側クリアランス

y_{r1}: 柱梁接合部側の拘束材端部における構面外変位増分

y_{r2}: 大梁接合部側の拘束材端部における構面外変位増分

y_{re1}: 柱梁接合部側の拘束材端部における接合部の弾性変位成分

y_{re2}: 大梁接合部側の拘束材端部における接合部の弾性変位成分

y_{rs1}: 柱梁接合部側の拘束材端部における接合部の回転ばねによる変位成分

y_{rs2}: 大梁接合部側の拘束材端部における接合部の回転ばねによる変位成分

A_c: 芯材断面積

B_c: 芯材幅

EI_B: 座屈拘束材の曲げ剛性

K_{Rb}: ブレースの取付く大梁の部材軸周りの回転剛性

K_{Rg1}: 柱梁接合部側ガセットプレートの回転剛性

K'_{Rg2}: 大梁接合部側ガセットプレートの回転剛性

K_{Rg2}: 取付く大梁の剛性も考慮した大梁接合部の回転剛性

L_{in}: 芯材補強部の拘束鋼管内への貫入長

L_p: 芯材の塑性化部長さ

M_0^r: 構面外層間変位によって生じる拘束材端部における付加曲げモーメント

M_y^B: 拘束材の曲げ耐力

M_p^g: 軸力を考慮した接合部端部の面外曲げ耐力

M_p^r: 拘束材端部の曲げ耐力

N: 軸力

N_{cu}: 推定芯材最大軸力

N_{cr}^B: 接合部端部の回転ばねや接合部剛性を考慮した BRB 全体の最小弾性座屈荷重

N_{cr}^r: 拘束材端部回転ピンの場合の接合部弾性座屈荷重

N_{lim}: 安定限界軸力

N_{lim1}: 接合部が弾性の場合の安定限界軸力

N_{lim2}: 接合部端部に塑性ヒンジが形成される場合の安定限界軸力

N_{cu}: 芯材補強部(十字部)の終局耐力

N_y: 芯材の降伏軸力

T: 外部仕事

U_p: 塑性ヒンジの内力仕事

U_s: 接合部端部の回転ばね弾性エネルギー

U_ε: 接合部の歪エネルギー

$\gamma_J EI_B$: 接合部曲げ剛性

δ_0: 構面外層間変位

δ: 軸変形

$\xi_1 L_0$: 柱梁接合部側の接合部長

$\xi_2 L_0$: 大梁接合部側の接合部長

$\Delta\theta_{r1}$: 柱梁接合部側の接合部端部の塑性ヒンジ回転角

$\Delta\theta_{r2}$: 大梁接合部側の接合部端部の塑性ヒンジ回転角

$\Delta\theta_{s1}$: 柱梁接合部側の回転ばねによる接合部端部の回転角

$\Delta\theta_{s2}$: 柱梁接合部側の回転ばねによる接合部端部の回転角

Δu_g: BRB 両端の節点間変位

${}_\xi\kappa_{Rg1}$: 柱梁接合部側の接合部無次元化回転ばね剛性比 $(=K_{Rg1}\xi_1 L_0/\gamma_J EI_B)$

${}_\xi\kappa_{Rg2}$: 大梁接合部側の接合部無次元化回転ばね剛性比 $(=K_{Rg2}\xi_2 L_0/\gamma_J EI_B)$

λ_r: 拘束材端部回転ピンの場合の接合部弾性座屈荷重に対する等価細長比

σ_{cy}: 芯材の降伏応力

σ_{ry}: 座屈拘束材の降伏応力

第１章　序論

1.1　研究の背景

近年，芯材の周囲に座屈拘束材を設けて全体座屈を防止した座屈拘束ブレース(以降BRB)は，履歴型のエネルギー吸収部材として高層・中低層の新築建物から既存建物の耐震補強まで広く採用されてきている。その一方で，接合部が不適切に設計されたBRBでは，地震時の層間変形によりBRBに構面外の強制変形が生じた場合，接合部を含む全体座屈が生じる危険性が指摘されている。

また，最近では10,000kNを超えるような，非常に大きな降伏軸力をもつBRBが超高層建物などで採用されるようになってきている（写真 1.1)。このような高容量のBRBを使用する場合は，周辺フレームと現場接合するためのボルト本数が増えるため，必然的に接合部長さが長くなり，低容量のBRBに比べ，よりいっそう接合部を含めた構面外不安定現象の発生が懸念される。

このように，BRBの性能を十分に発揮させるためには，接合部の設計が重要なポイントとなり，接合部の構面外の拘束条件がBRBの構面外機構安定性に大きく影響を与えることになるが，接合部の設計は標準化されておらず，実態としては設計者によってまちまちである。実際に設計されている接合部のディテールをみると，補強プレートの有無を含めその配置の仕方は様々であり，BRB接合部端部の構面外の拘束条件は，完全固定に近いものからピン支持に近いものまで多種多様であるのが実態である。

また，実際の設計で採用されている様々なタイプの接合部ディテールにおいて，BRBの機構安定条件に寄与するのがどの部分であるかという情報が整理されていないので，機構安定性を確保するために具体的にどのような配慮が必要なのか，一般には理解されておらず，設計者は試行錯誤的に設計を行っているのが現状である。

さらに，BRBの座屈補剛形式には例えばモルタル充填鋼管を補剛材としたものや，ダブルウェブ型H型鋼あるいは二重鋼管を用いたもの等，様々なタイプのものがあるが，これら多種多様な補剛形式のBRBの機構安定性を統一的に扱ってよいものなのかどうかの情報も整理されていない。

以上より，接合部も含めた構面外安定性も考慮したBRBの設計法は未だ整理されて

いないのが現状であり，これらのことを踏まえ，接合部の構面外の拘束条件が完全固定からピン支持までを網羅し，様々な座屈補剛形式の BRB にも適用できる，BRB の構面外機構安定性の条件式を整備することは，設計の実務において有意義であり，接合部設計の現状と構面外剛性の定量的な把握も含めた，統一的な整理に基づく簡便な機構安定評価手法の確立が必要と考えられる。

一方，一般に地震時において，BRB には構面外方向にも層間変形が生じると考えられる。これに関しては，水平二方向地震動入力下での鉄骨架構の応答性状に関して研究が行われているものの，具体的な BRB 付き鉄骨架構に対し，大地震時に構面内および構面外の最大応答変形が同時に発生し得るものなのかどうかについては検証が行われていないのが現状である。

安全側の措置としては，構面内変形と構面外変形の最大値が同時に起こるものとして設計を行うことが考えられるが，合理的な設計としてどこまで同時性を考慮すべきかを判断するには，建物に生じる構面内変形と構面外変形の同時性の定量的な評価が必要である。また，これに関しては地震動のレベルや架構形式の違いによる影響も考慮する必要があると考えられる。

このように，二方向地震動入力下での鉄骨架構の応答性状を定量的に把握すれば，実務設計上有意義と考えられる。

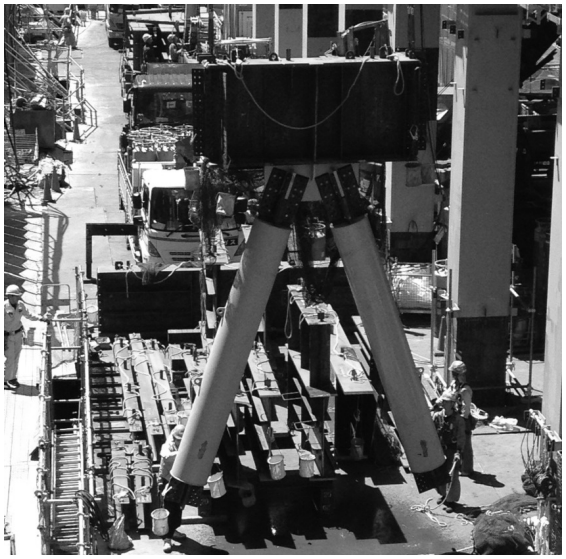


写真 1.1　超高層建物での高容量 BRB 採用例

1.2 既往の研究

座屈拘束ブレース(以降 BRB)は適切に設計すれば圧縮軸力下で座屈せず安定した履歴特性を示す軸力材であり，中高層の鋼構造建物や RC 造を含む既存不適格建物の耐震補強要素，制振部材として広く用いられている。その一方で，接合部が不適切に設計された BRB では芯材が十分な塑性変形を発現する以前に，接合部を含めた材全体が構面外不安定現象を生じることがしばしば報告され，その安定条件について数多くの研究がなされてきた[1.1)~1.8)]。

例えば Lin，Tsai ら[1.9)]は BRB 付き架構の繰返し載荷実験を通じ，BRB が安定した履歴を示す前に接合部で曲げヒンジが形成され，いわゆる「首折れ座屈」を生じる場合があることを指摘している。これに対し，木下，聲高ら[1.10)]は建物構面に配置された BRB に関し，接合部外端が回転剛で接合され，芯材降伏により拘束材端部に塑性ヒンジが形成される条件（図 1.1(a))のもとで BRB の構面外座屈荷重を評価し，座屈拘束部のクライテリアに加え，接合部の安定条件式を提案し，実験による検証を行っている。また引野，岡崎ら[1.11)]は拘束材端部に塑性ヒンジが形成された場合の接合部の必要剛性を提案し，その妥当性を振動台実験を通じて検証している。

一方，竹内，山田ら[1.12)]，竹内，松井ら[1.13)]は拘束材端部に芯材補強部が十分に貫入していれば，ある程度まで曲げモーメントを伝達し得るものと仮定し(図 1.1(b))，BRB を接合部および拘束材端部に弾塑性回転ばねを有する線材モデルで評価し，有効座屈長の検討を行ってきた。同様に C.Chou[1.14)]らはピン接合部を持つ BRB に対し，拘束材端部の曲げモーメント伝達能力に期待した安定条件の検討を行っている。

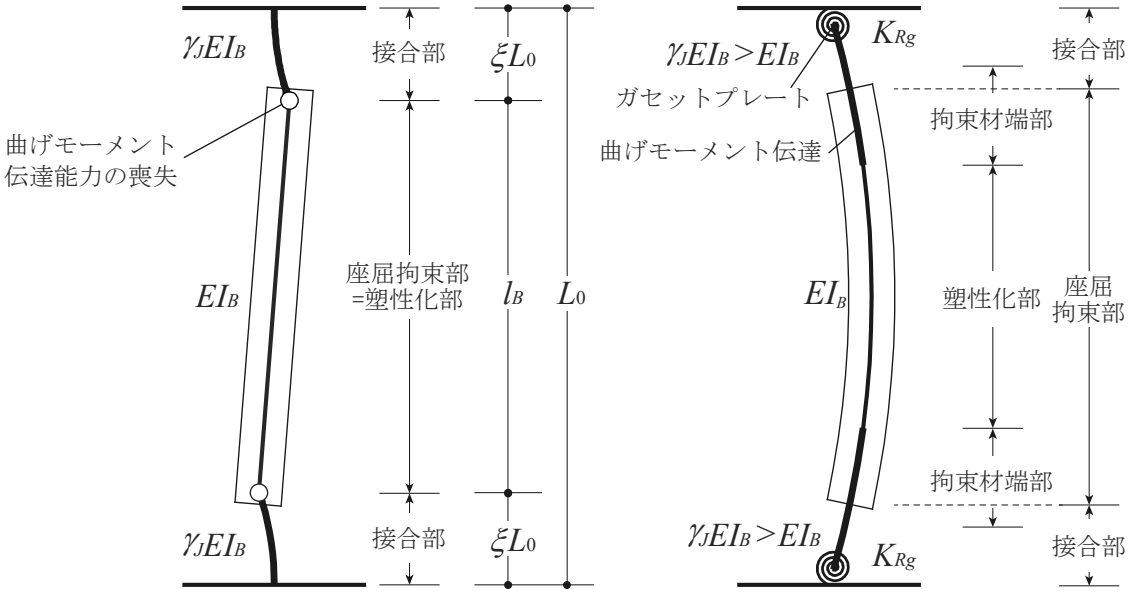
しかしながらこれまでの研究においては，拘束材端部の曲げモーメント伝達能力の効果を考慮した，様々な接合部端部剛性下における機構安定条件の導出には至っていない。

一般に地震時には構造物にブレース構面外方向にも応答変位が生ずるが，水平 2 方向地震動入力下での鉄骨架構の応答性状は，酒井ら[1.15)]，和田ら[1.16)]により検討が行われているものの，具体的な BRB 付き鉄骨架構に対し，大地震時に BRB の構面内および構面外の最大応答変形が同時に発生し得るものなのかどうかについては検証が行われて

いないのが現状である。

また，この構面外層間変位によって生じる強制面外変形が上記 BRB の機構安定性に与える影響についても十分考慮されていないのが現状である。

BRB には様々な座屈補剛形式があり，実際の設計でも様々なタイプの BRB が使われている。例えば，ピン接合された二重鋼管ブレースに関しては，安定条件に関する研究が精力的に行われている [1.17) ~1.19)] 。しかし，全ての座屈補剛形式の BRB 機構安定条件を包括し，手計算レベルで評価できる簡便な設計式は未だ得られていない [1.20)] 。



(a) 拘束材端部で塑性ヒンジが形成される場合

(b) 拘束材端部で曲げモーメント伝達を期待する場合

図 1.1　座屈拘束ブレースの機構安定性の考え方

1.3 研究の目的

中高層の鋼構造建物や RC 造を含む既存不適格建物の耐震補強要素，制振部材として近年広く用いられている座屈拘束ブレース(以降 BRB)の機構安定性を，手計算レベルで評価できる簡便な設計法を確立することが，設計実務上必要と考えられる。そこで本論文では，拘束材端部の曲げモーメント伝達能力，および様々な接合部剛性を考慮した BRB の構面外安定条件式を誘導し，さらにこの安定条件式に基づく BRB の機構安定性を視覚的にかつ簡便に評価できる設計手法を提案する。また，超高層建物などで用いられる大容量の BRB に対し，本設計法の適用性について論じる。

まず第 2 章では，BRB が配置された中高層鉄骨架構に対し，水平二方向地震動入力下での時刻歴応答解析を実施し，BRB に構面内-構面外の最大水平応答変形が同時に起こり得るかどうかについて検討する。構面内-構面外最大水平応答変形の同時性に関しては，建物の平面的な剛心と重心のずれ（偏心率），建物の高さ（固有周期）による違いが影響するものと考え，コア部および BRB の平面配置，建物の高さを変化させた解析モデルを設定し，同時性の検討を行う。また，梁降伏型か柱降伏型かによる差異等，架構の崩壊形式が同時性に与える影響についても検討する。

第 3 章では，拘束材端部の曲げモーメント伝達能力，および様々な接合部剛性を考慮した BRB の構面外安定条件式を誘導し，また，構面外強制変形の影響および接合部外端の塑性化の影響について考える。さらに，様々な拘束材端部の曲げモーメント伝達能力を有するモルタル充填鋼管型 BRB に対して構面外初期変位を与えた繰返し載荷実験を実施し，拘束材端部の曲げモーメント伝達能力が機構安定性に与える影響を確認すると共に提案した安定条件式との比較を行い，その妥当性を検討する。

第 4 章では，モルタル充填鋼管型 BRB，鋼モルタル板型 BRB 以外の座屈補剛形式であるダブルウェブ型の H 形鋼を拘束材に用いた BRB およびピン接合された二重鋼管型

の BRB に対して構面外初期変形付き繰返し載荷実験を行い，その挙動を確認すると共に，第 3 章で定義した機構安定条件式の適用性を検証する。

第 5 章では，両端の接合条件が対称となる片流れ配置された BRB を対象として，過去の実績に基づき BRB の主要な特性値の設定可能範囲を明示するとともに，これらと安定条件との関係を BRB の容量に依らない一般的な形式で図として表現し，主要な特性値がどの程度安定性に寄与しているかを視覚的に把握できるようにすることで BRB の機構安定条件を容易に評価できる方法を提案する。

第 6 章では，第 3 章から第 5 章で得られた知見を両端の接合条件が非対称となる K 型配置された BRB に適用し，その機構安定評価式を誘導する。また，BRB が取付く大梁の回転剛性に応じた機構安定評価法の提案を行う。さらに，具体的な梁側接合部の回転剛性の評価とその剛性算出のための簡易モデルの提案を行う。

第 7 章では，前章までの知見に基づき，実際の超高層建物に使用されたブレース容量(ブレース降伏軸力)の大きな BRB の機構安定設計を行い，本評価手法の適用性を示すと共に，大容量 BRB に適した接合部ディテールおよびその補剛方法の提案を行う。

第 8 章では，ここで得られた知見を総括する。

第 1 章の参考文献

1.1) 井上一朗：鋼構造制振技術の現状と設計指針への期待　-鋼構造における制振とこれから-　②座屈拘束ブレースと接合部，2006 年度日本建築学会大会(構造部門(鋼構造))パネルディスカッション資料，pp.8-17，2006.9

1.2) 天畠秀秋，聲高裕治，井上一朗：接合部を含む座屈拘束ブレースの構面外座屈荷重，日本建築学会構造系論文集，第 581 号，pp.127-134 ，2004.7

1.3) 藤井俊二, 田川浩:丸鋼芯材を二重鋼管により座屈拘束したブレースの挙動特性，日本建築学会構造系論文集，第 659 号，pp.167-174，2011.1

1.4) 木下智裕，聲高裕治，井上一朗，飯谷 邦祐：十字形断面をもつ座屈拘束ブレース接合部の構面外曲げ剛性と降伏曲げ耐力，日本建築学会構造系論文集，第 632 号，pp.1865-1873，2008.10

1.5) 聲高裕治，木下智裕：座屈拘束ブレース接合部の構面外座屈防止設計法，日本建築学会構造系論文集，第 641 号，pp.1371-1378，2009.7

1.6) Tsuyoshi Hikino，Taichiro Okazaki，Koichi Kajiwara and Masayoshi Nakashima : Out-of-plane Stability of Buckling-Restrained Braces Placed in Chevron Arrangement, Journal of Structural Engineering，ASCE，Vol. 139，pp.1812-1822，2013.11

1.7) Junxian Zhao，Bin Wu and Jinping Qu：A practical and unified global stability design method of buckling-restrained braces，Discussion on pinned connections，Journal of Constructional Steel Research，Vol. 95，pp.106-115，2014.4

1.8) Chou, C. C., S. Y. Chen : Subassemblage tests and finite element analyses of sandwiched buckling-restrained braces，Engineering Structures，Vol. 32，pp.2108-2121，2010.8

1.9) Lin, M. L., Tsai, K. C. and Tsai, C. Y.: Bi-Direction Sub-Structural Pseudo-dynamic Tests of a Full-Scale 2-Story BRBF, Part2:Compressive Behavior of Gusset Plates, Proceedings of the 8th U.S. National Conference on Earthquake Engineering San Francisco, California, USA, Paper No. 1642，2006.4

1.10) 木下智裕，聲高裕治，井上一朗，飯谷邦祐：接合部を含む座屈拘束ブレースの構面外座屈防止条件，日本建築学会構造系論文集，第 621 号，pp.141-148，2007.11

1.11) 引野剛，岡崎太一郎，鈴木直幹，大崎純，中島正愛：各種ブレース付き鉄骨平面骨組の非定常動的応答振動台実験，鋼構造年次論文報告集，pp.361-368，2010.11

1.12) 竹内徹，山田哲，北川まどか，鈴木一弁，和田章：構面外剛性の低い接合部により接合された座屈拘束ブレースの座屈安定性，日本建築学会構造系論文集，第575 号，pp.121-128，2004.1

1.13) 竹内徹，松井良太，西本晃治，高橋聡史，大山翔也：拘束材端部回転剛性を考慮した座屈拘束ブレースの有効座屈長，日本建築学会構造系論文集，第 639 号，pp.925-934，2009.5

1.14) Chou，C. C.，Chen，P. J. : Compressive behavior of central gusset plate connections for a buckling-restrained braced frame，Journal of Constructional Steel Research，No. 65，pp.1138-1148，2009

1.15) 酒井快典，小川厚治：水平 2 方向地動を受ける鋼構造骨組の適正な柱梁耐力比，日本鋼構造協会鋼構造論文集，第 17 巻，第 67 号，pp.53-64，2010.9

1.16) 和田 章，広瀬景一：二方向地震動を受ける無限均等ラーメン構造の弾塑性応答性状，日本建築学会構造系論文報告集，第 399 号，pp.37-47，1989.5

1.17) 宮川和明，安井信行，木下智裕：ピン接合型二重鋼管ブレースの端部補強に関する研究　その 1～その 3　，日本建築学会大会学術講演梗概集，C-1 分冊，pp.765-770，2012.9

1.18) 石井匠，高木伸之，藤澤一善，清水孝憲，宮川和明，喜多村亘：二重鋼管座屈補剛ブレースの低サイクル疲労性能, その 1～2, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 分冊，pp.781-784, 2012.9

1.19) 木下智裕，金城陽介，聲高裕治，吹田啓一郎，宮川和明：座屈拘束材端部の局所変形を考慮したピン接合形式二重鋼管ブレースの全体座屈防止条件-片側摺動形式の場合-, 日本建築学会構造系論文集, 第 79 巻, 第 706 号, pp.1973-1982, 2014.12

1.20) 日本建築学会：鋼構造制振設計指針，2014.11

第 2 章　二方向地震入力を受ける制振建物のブレース構面外応答

2.1 序

一般に地震時において，BRB にはブレース構面外方向にも層間変形が生じると考えられる。拘束材端部で曲げモーメント伝達を期待し，接合部と拘束材の連成系に対する安定条件の研究においてはその影響を考慮するため，安全側の仮定として構面外方向に最大応答時（層間変形角 1/100rad 程度）の強制変形を付与した状態で繰返し載荷実験が行われている。水平二方向地震動入力下での鉄骨架構の応答性状は，既往の研究[2.1), 2.2)]で検討が行われているものの，具体的な BRB 付鉄骨架構に対し，大地震時に BRB に構面内および構面外の最大応答変形が同時に発生し得るものなのかどうかについては検証が行われていないのが現状である。

そこで本章においては，BRB が配置された中高層鉄骨架構に対し，水平二方向地震動入力下での時刻歴応答解析を実施し，BRB に構面内-構面外の最大水平応答変形が同時に起こり得るかどうかについて検討する。

構面内-構面外最大水平応答変形の同時性に関しては，建物の平面的な剛心と重心のずれ（偏心率），建物の高さ（固有周期）による違いが影響するものと考え，コア部および BRB の平面配置，建物の高さを変化させた解析モデルを設定し，同時性の検討を行う。また，梁降伏型か柱降伏型かによる差異等，架構の崩壊形式が同時性に与える影響についても検討する。

2.2　解析モデルの設定

本章では図 2.1 に示すような，片コアおよびセンターコアの平面形状を持つ 11 層，15 層，22 層の鉄骨架構を対象に，水平二方向地震動入力下での時刻歴応答解析を実施し，配置された BRB の構面内-構面外最大水平応答変形の同時性を検討する。解析モデルは，X 軸方向，Y 軸方向ともに柱梁直交型のラーメン架構とし，図 2.2 に示すように BRB を K 型または片流れ型に配置する。また，BRB の平面配置によって偏心率を変化させ，偏心率，建物の高さ，架構の崩壊形式の異なる 8 つの解析モデルを設定する。図 2.3 に解析モデル名称を示す。これらの解析モデルより，構面内-構面外最大水平応答変形同時性の偏心率・高さ・崩壊形式による影響を検討する。解析には汎用解析プログラム SNAP Ver.5 [2.7)]を用いる。

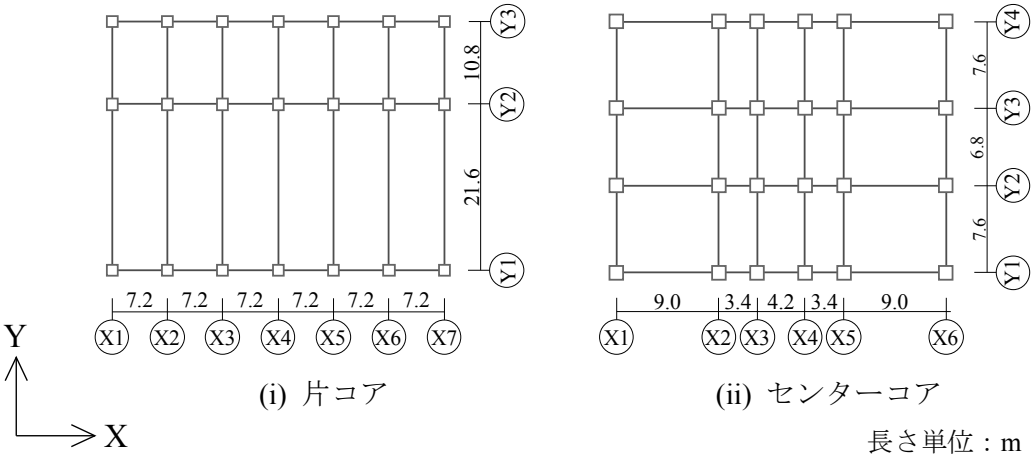


図 2.1　平面形状

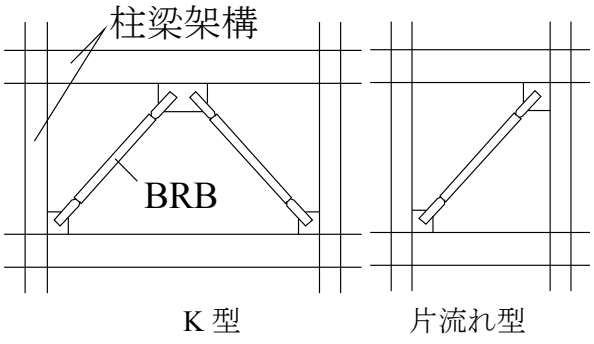


図 2.2　BRB 配置図

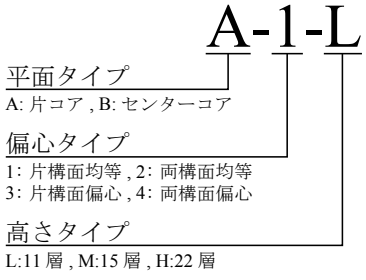


図 2.3　モデル名称

2.2.1　部材のモデル化

柱，梁は材端に弾塑性ばねを有する線材に置換する。部材の曲げモーメント-回転角関係は，全塑性モーメント $M_u=Z_p\,\sigma_y$（柱: $\sigma_y=F$，梁: $\sigma_y=1.1F$，$E=205000\mathrm{N/mm^2}$）に達した点を折れ点とするバイリニアモデルとし，二次勾配は弾性剛性の 1/1000 倍とする。せん断およびねじりについては弾性とする。柱・梁接合部には剛域を設定し，その値はパネルゾーンの変形から換算した値を用いる。柱は 1 階柱脚完全固定とし，柱脚の浮き上がりは生じないものとする。梁はスラブによる曲げ剛性増大効果を考慮するが，スラブによる曲げ耐力増大は考慮しないものとする。

BRB は材端に弾塑性ばねを有する線材に置換する。また，接合部を考慮した半剛接合とし，接合部の回転剛性は後述する第 5 章 5.4 節より中剛性を想定して算出した値を用いる。部材の軸力-軸変位関係は，降伏軸力 N_y に達した点を折れ点とするバイリニアモデルとし，二次勾配は弾性剛性の 1/1000 とする。せん断およびねじりについては弾性とする。

2.2.2　各解析モデル

低層モデル（11 層・49m）は片コア形式の平面形状とする。BRB の配置を変え偏心率の異なる 4 モデルを設定し，偏心による影響を検討する。図 2.4 に各モデルの伏図を，図 2.5 に軸組図を示す。BRB はすべて K 型に配置している。A-1-L は図 2.4（i）のように，片軸方向に偏心がないように BRB を配置したモデルであり，A-2-L は図 2.4（ii）のように，両軸方向に偏心がないように BRB を配置したモデルである。A-3-L，A-4-L はそれぞれ片軸および両軸方向に BRB を配置しているが，偏心のあるモデルである。

高層モデル（22 層・97.4m）も片コア形式のモデルとし，低層モデルと比較して建物高さ（固有周期）の変化による影響を検討する。平面形状および BRB 配置は低層モデルと同様とし，検討は A-1-H，A-2-H，A-4-H の 3 モデルについて行う。高層モデルは柱を CFT 構造とする。

中層モデル（15 層・54.8m）は，センターコア形式とし，コア配置の違いによる影響を検討する。また，このモデルは柱降伏型とし，応答の特定層集中による影響も検討する。図 2.6 に伏図を，図 2.7 に軸組図を示す。BRB はスパンの長い部分で K 型配置，短い部分で片流れ型配置とし，検討は B-2-M の 1 モデルについて行う。なお柱部材は，軸力-曲げの相互作用を考慮するためファイバーモデルに置換する。

表 2.1 に，各モデルの総重量，単位面積重量および偏心率，主要な柱梁および BRB 芯材の断面寸法を示す。単位面積重量は 6.1～7.4kN/m^2 程度である。

表 2.1　各モデル諸元

		総重量	単位面積重量	偏心率		主要断面寸法		
				X	Y			
		$\times 10^5$ kN	kN/m^2	-	-	柱 (490N/mm^{2}級)	梁 (490N/mm^{2}級)	BRB芯材 (490N/mm^{2}級)
低層 11層 片コア	A-1-L	1.11	6.42	0.05	0.00	BP-700×700×25～45 ～ BP-800×800×28～45	WH-850×250×12×19 ～ WH-1050×450×12×36	PL-19×212 (N_y=2500kN) ～ PL-28×262 (N_y=4500kN)
	A-2-L	1.13	6.55	0.09	0.00			
	A-3-L	1.10	6.11	0.06	0.27			
	A-4-L	1.11	6.34	0.15	0.26			
高層 22層 片コア	A-1-H	2.23	7.23	0.05	0.00	BP-700×700×22～45 ～ BP-800×800×25～45 (CFT)	WH-850×300×12×22 ～ WH-1050×450×19×36	PL-22×256 (N_y=3500kN) ～ PL-36×296 (N_y=6500kN)
	A-2-H	2.26	7.35	0.09	0.00			
	A-4-H	2.22	7.22	0.15	0.26			
中層 15層 Cコア	B-2-M	0.64	6.65	0.00	0.00	BP-350×350×12～22 ～ BP-500×500×22～36	WH-600×300×12×25 ～ WH-750×300×16×36	PL-12×135 (N_y=1000kN) ～ PL-16×177 (N_y=1750kN)

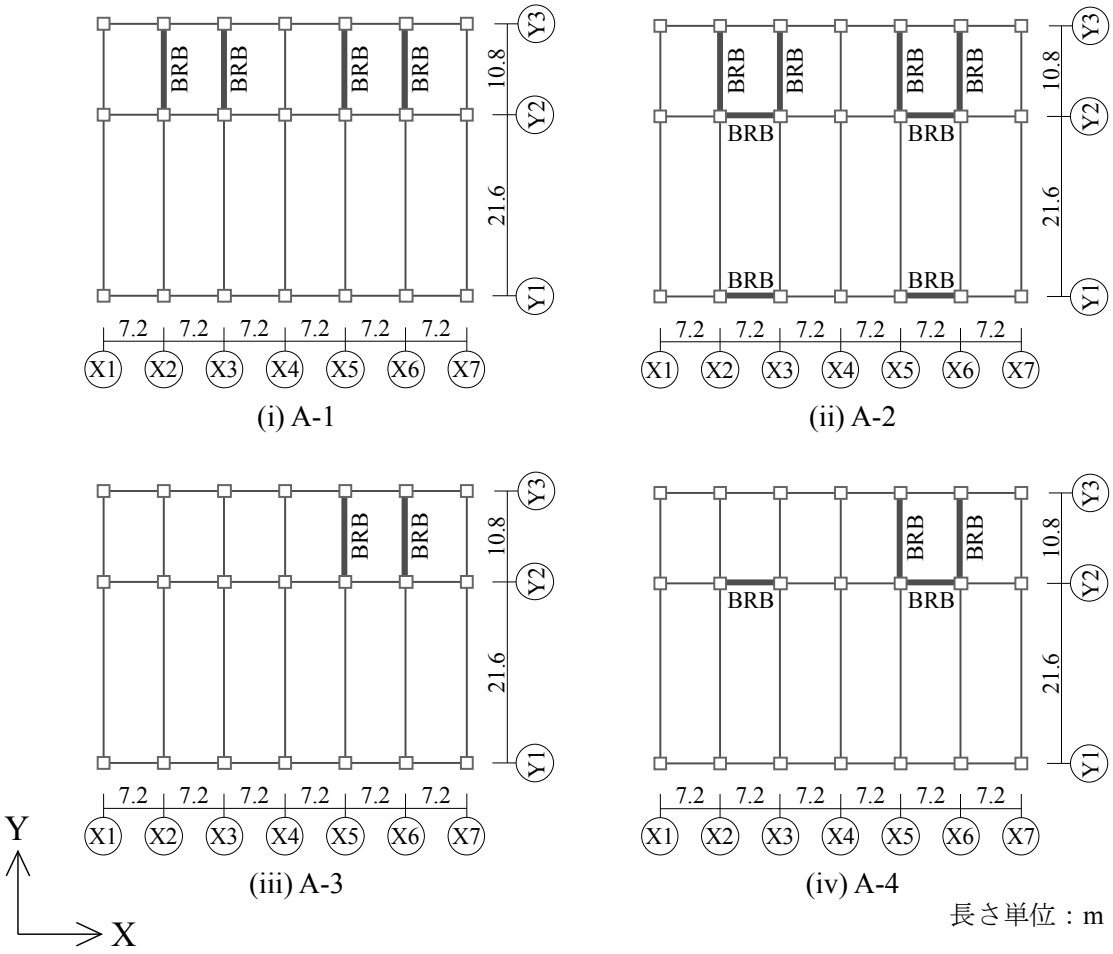


図 2.4　BRB 配置伏図（片コア形式）

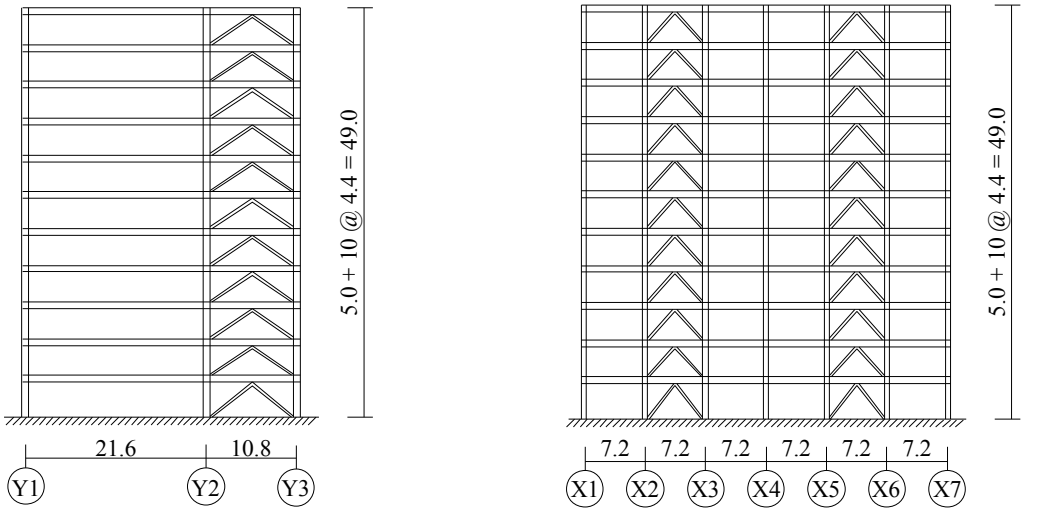


図 2.5　軸組図（片コア形式）

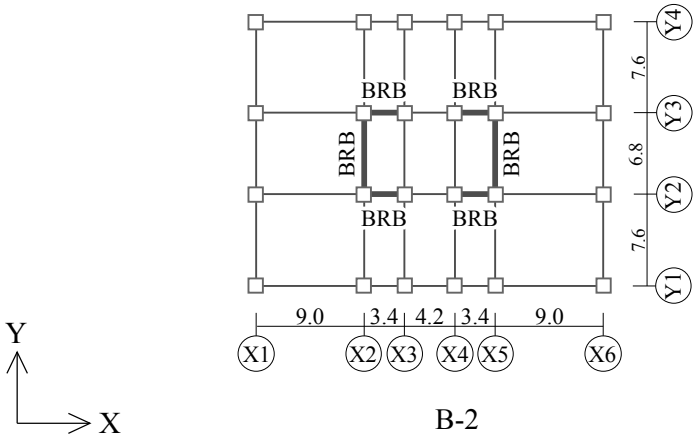


図 2.6　BRB 配置伏図（センターコア形式）

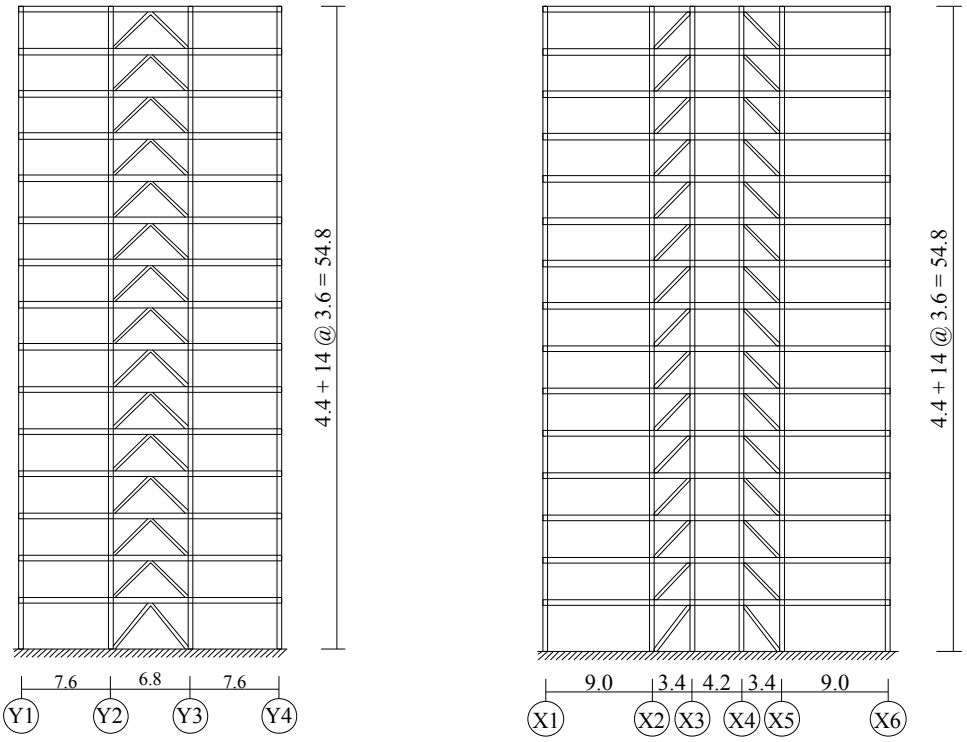


図 2.7　軸組図（センターコア形式）

2.3　水平二方向入力地震動の設定

入力地震動は水平二方向と，日米の観測地震動から 10 種類を採用する。表 2.2 に今回採用した入力地震動の一覧を示す。また，地震動は入力レベルをそろえるため，レベル 2 地震動相当として，水平二方向それぞれの最大速度を 500mm/s に基準化する。表 2.3 に各速度の合成ベクトル最大値および，500mm/s に対する比を示す。入力は，X 軸および Y 軸方向に水平二方向同時入力とする。入力方向は図 2.8 に示すように，X 軸方向に EW 方向成分，Y 軸方向に NS 方向成分を入力したものを $\theta = 0°$入力とし，反時計回りに 45°ずつ回転させて入力する。

観測地震動には強い方向性を有するものがあるが，地震動の方向特性を示すものとして，地震動主軸が挙げられる。地震動主軸について，和田ら [2.2)] は応答性状に着目し，弾性一質点系において水平面内の最大応答変位ベクトルが生起する方向を主軸，これと直交する方向を副軸と定義し，二方向応答の特性を調査している。また，高田ら [2.3)] は地震被害における損傷の程度を表すものとして，塑性歪エネルギーに着目し，弾性一質点系の総エネルギー入力の最大値が発生する方向を主軸と定義し，水平面内二方向連成の特性を調査している。このように地震動主軸は，既往の論文 [2.2)~2.6)] で様々に定義されているが，本研究では地震動の入力エネルギーにもっとも影響すると考えられる速度について，そのオービットが最も励起している方向を地震動主軸と定義する。具体的には，各時刻における 2 方向各々の応答値の二乗和平方根が最大値をとる方向とする。表 2.4 に算出された各地震動の主軸方向を示す。また，図 2.9 に地震動主軸の一例として，JMA KOBE の加速度・速度・変位オービットに地震動主軸を重ねて描いたものを示す。本章における地震動主軸の定義によって，速度・変位の方向性を評価できていることが確認できる。また他の地震動も同様に，本章において採用した地震動主軸の定義により，地震動の方向性は概ね評価できていた。

表 2.2　入力地震動 注 2.1)

観測地震動名	年月日	方向	最大加速度 (mm/s^2)	最大速度 (mm/s)	継続時間 (s)
インペリアルバレー地震　カリフォルニア　エルセントロ EL CENTRO	1940.5.18	NS	3417	334	53.8
		EW	2100	369	53.6
カーンカウンティ地震　カリフォルニア　タフト TAFT	1952.7.21	NS	1527	157	54.4
		EW	1759	177	54.4
新潟地震　新潟市川岸町アパート NIIGATA	1964.6.16	NS	1571	626	30.0
		EW	1577	673	30.0
十勝沖地震　八戸港湾 HACHINOHE	1968.5.16	NS	2310	331	234.0
		EW	1812	373	234.0
十勝沖地震　北海道大学 HOKUDAI	1968.5.16	NS	942	170	39.0
		EW	936	115	39.0
宮城県沖地震　東北大学 TOHOKU	1978.6.12	NS	2581	362	41.0
		EW	2034	276	41.0
宮城県沖地震　住生仙台ビル SUMITOMO	1978.6.12	NS	2518	360	39.0
		EW	2381	392	39.0
兵庫県南部地震　神戸海洋気象台 JMA KOBE	1995.1.17	NS	8180	909	155.0
		EW	6173	757	155.0
兵庫県南部地震　JR鷹取 JR TAKATORI	1995.1.17	NS	6055	1212	41.0
		EW	6570	1239	41.0
東北地方太平洋沖地震　仙台第2合同庁舎 SND	2011.3.11	NS	1633	331	301.0
		EW	2590	354	301.0

表 2.3　地震動合成ベクトル最大速度

地震動	合成ベクトル最大速度 (mm/s)	最大速度比 注 1)
EL CENTRO	619	1.24
TAFT	622	1.24
NIIGATA	568	1.14
HACHINOHE	519	1.04
HOKUDAI	536	1.07
TOHOKU	588	1.18
SUMITOMO	601	1.20
JMA KOBE	624	1.25
JR TAKATORI	620	1.24
SND	553	1.11

注 1）500mm/s に対する比率

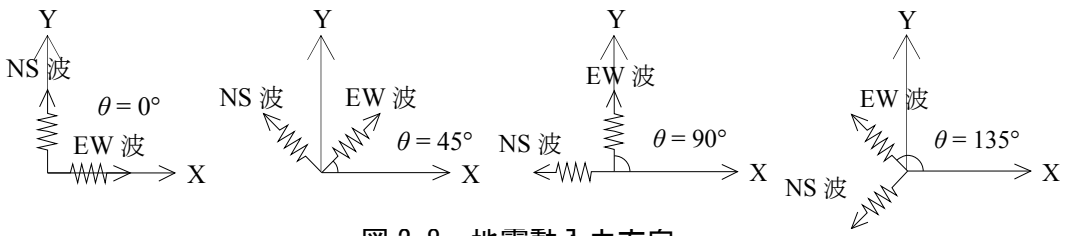


図 2.8　地震動入力方向

表 2.4　地震動主軸角度

地震動	主軸角度 (deg)
EL CENTRO	120.8
TAFT	145.3
NIIGATA	47.6
HACHINOHE	74.8
HOKUDAI	21.9
TOHOKU	122.1
SUMITOMO	132.3
JMA KOBE	134.7
JR TAKATORI	139.1
SND	26.0

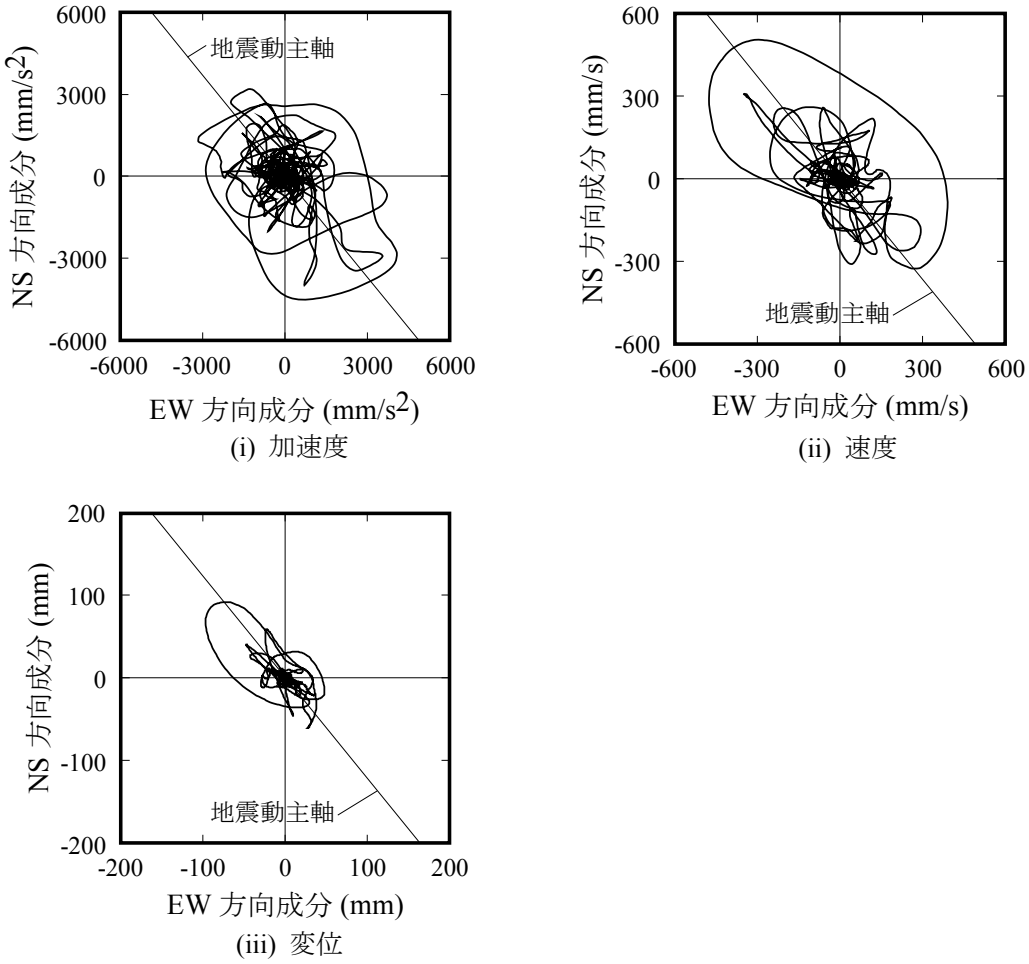


図 2.9　地震動オービットおよび地震動主軸（JMA KOBE）

2.4　解析モデルの性状分析

本節では，各解析モデルに対し固有値解析および静的増分解析を実施し，各解析モデルの振動性状および変形性状を確認する。固有値解析は立体解析とし，各軸方向の並進振動モードおよびねじれ振動モードを確認する。また，静的増分解析では多方向に解析を実施し，層せん断力-層間変位関係および降伏変位曲面を確認する。入力する水平力は Ai 分布をもとに算出した値を用いる。

2.4.1　立体固有値解析結果

表 2.5 に立体固有値解析結果として，固有周期 T および刺激係数 β を示す。同表中の卓越する振動モードに対応する刺激係数に網掛けを施している。

同表（i）~（iv）は低層モデルにおける結果である。1 次モードは並進振動モードが卓越することが多いが，A-4-L においてはねじれ振動モードが卓越する結果となった。同表（v）~（vii）は高層モデルにおける結果であるが，A-1-H は 1 次，2 次モードともに並進振動モードが卓越する。これに対し A-2-H は，1 次モードは並進振動モードであるが 2 次モードがねじれ振動モードとの連成振動となり，低層モデルと異なる結果となった。A-4-H においては低層モデルと同様に，ねじれ振動モードが卓越する。このように高さの変化により，卓越する振動モードが変化する。

同表（viii）は中層モデルにおける結果であるが，1 次から 3 次までの固有周期が近い結果となり，振動モードはねじれ振動が卓越する結果となった。

2.4.2　多方向静的増分解析結果

図 2.10 に静的増分解析結果として，層せん断力-層間変位関係の例を示す。同図（i）は低層モデルである A-2-L における X 方向載荷時の結果であるが，梁降伏型の崩壊形式であることから，変形が特定層に集中することなく，各層において一様に変形してい

る。同図（ii）は中層モデルである B-2-M における X 方向載荷時の結果である。載荷方向に配置した BRB の降伏後 1 層の層間変形が進展している。その後，転倒モーメントの影響より，載荷方向と直交する方向に配置した BRB も降伏し，1 層の層間変形がさらに進展する。圧縮側となる BRB のみが降伏するのは，長期軸力による影響である。図 2.11 に B-2-M における X 方向載荷時の機構図を示すが， 1 層にて柱両端にヒンジが生じており，柱降伏型の架構であることがわかる。

次に，解析モデル各層の降伏変位曲面を考える。静的増分解析において，各層各構面の BRB 初期降伏時，架構降伏時（接線剛性が初期剛性の 1/3 となったとき）および架構耐力時（接線剛性が初期剛性の 1/6 となったとき）の荷重変位関係を抽出し，荷重の入力方向に基づきその値をプロットする。図 2.12 に 9°ごとに解析を実施した場合の降伏変位曲面の例を示す。同図（i）および（ii）の降伏変位曲面は梁降伏型架構である A-2-L における 4 層および 10 層の結果であるが，四角形の形状となっている。これは A-2-L が梁降伏型の架構であるため，降伏変位が各軸方向で連成せず，直交方向架構の影響を受けなかったためであると考えられる。なお，低層モデルについては，すべて四角形状の降伏変位曲面となった。また，高層モデルも低層モデルと同様に梁降伏型の架構であるため，すべて四角形状の降伏変位曲面となった。同図（iii）および（iv）の降伏変位曲面は，柱降伏型架構である B-2-M における 4 層および 10 層の結果である。降伏曲面は概ね円形の形状となった。これは B-2-M の崩壊形式が柱降伏型であるため，降伏変位が各軸方向で連成し，直交方向架構の影響を受けるためであると考えられる。なお，中層モデルについては，各層において円形状の降伏変位曲面となった。このように，架構の降伏性状によって降伏変位曲面の形状が変化し，梁降伏型では四角形状，柱降伏型では円形状となった。

表 2.5　固有周期および刺激係数

	T (s)	β_x	β_y	β_z	β_r
1	1.311	1.30	0.00	0.00	1.19
2	0.856	0.00	0.00	0.00	2.20
3	0.828	0.00	1.39	0.05	0.16
4	0.442	0.45	0.00	0.00	0.60
5	0.283	0.04	0.00	0.00	14.41
6	0.279	0.00	0.91	2.60	0.37

(i) A-1-L

	T (s)	β_x	β_y	β_z	β_r
1	0.867	1.06	0.00	0.00	9.79
2	0.822	0.00	1.39	0.04	0.05
3	0.731	0.31	0.00	0.00	9.89
4	0.283	0.67	0.00	0.00	6.10
5	0.274	0.00	1.01	2.83	0.03
6	0.261	0.44	0.00	0.00	1.24

(ii) A-2-L

	T (s)	β_x	β_y	β_z	β_r
1	1.305	1.25	0.15	0.00	3.61
2	1.154	0.20	0.72	0.01	11.19
3	0.847	0.05	0.63	0.02	12.65
4	0.440	0.43	0.06	0.00	1.34
5	0.386	0.06	0.24	0.02	3.20
6	0.280	0.03	0.68	2.23	11.31

(iii) A-3-L

	T (s)	β_x	β_y	β_z	β_r
1	1.136	0.30	0.58	0.00	10.36
2	0.935	1.03	0.56	0.01	0.73
3	0.808	0.29	0.46	0.01	10.93
4	0.381	0.11	0.19	0.01	2.94
5	0.304	0.40	0.22	0.05	0.24
6	0.273	0.32	0.38	2.63	9.03

(iv) A-4-L

	T (s)	β_x	β_y	β_z	β_r
1	2.505	1.35	0.00	0.00	0.58
2	1.941	0.00	1.45	0.03	0.18
3	1.718	0.00	0.00	0.00	1.46
4	0.852	0.52	0.00	0.00	0.33
5	0.56	0.00	0.00	0.00	1.98
6	0.542	0.00	0.68	0.06	0.29

(v) A-1-H

	T (s)	β_x	β_y	β_z	β_r
1	1.914	0.01	1.44	0.02	0.14
2	1.83	1.24	0.01	0.00	7.97
3	1.527	0.17	0.00	0.00	8.34
4	0.575	0.49	0.00	0.00	3.76
5	0.533	0.01	0.67	0.06	0.04
6	0.481	0.13	0.00	0.00	4.26

(vi) A-2-H

	T (s)	β_x	β_y	β_z	β_r
1	2.248	0.30	1.07	0.01	9.56
2	2.027	1.21	0.41	0.01	3.40
3	1.754	0.15	0.19	0.01	9.39
4	0.736	0.13	0.28	0.01	3.15
5	0.642	0.49	0.23	0.02	0.15
6	0.548	0.09	0.24	0.02	5.36

(vii) A-4-H

	T (s)	β_x	β_y	β_z	β_r
1	1.483	0.00	0.00	0.00	1.31
2	1.402	1.37	0.00	0.00	0.00
3	1.362	0.00	1.39	0.00	0.00
4	0.514	0.00	0.00	0.00	0.47
5	0.464	0.55	0.00	0.00	0.00
6	0.436	0.00	0.57	0.00	0.00

(viii) B-2-M

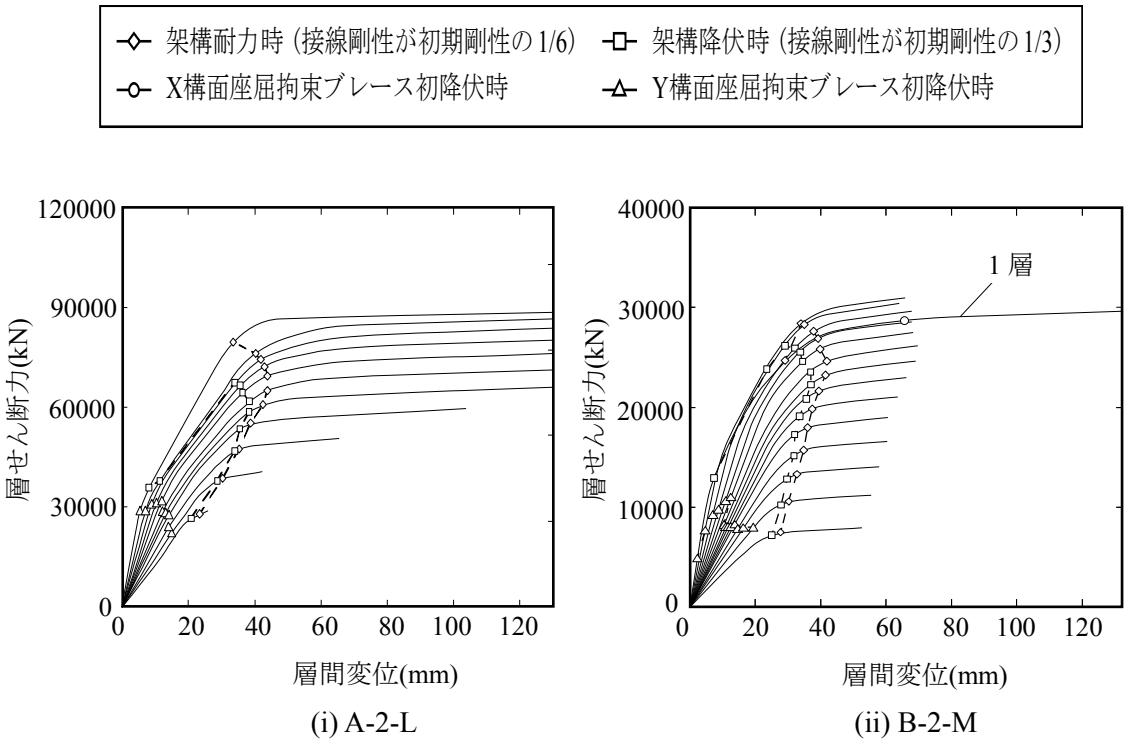


図 2.10　層せん断力-層間変位関係

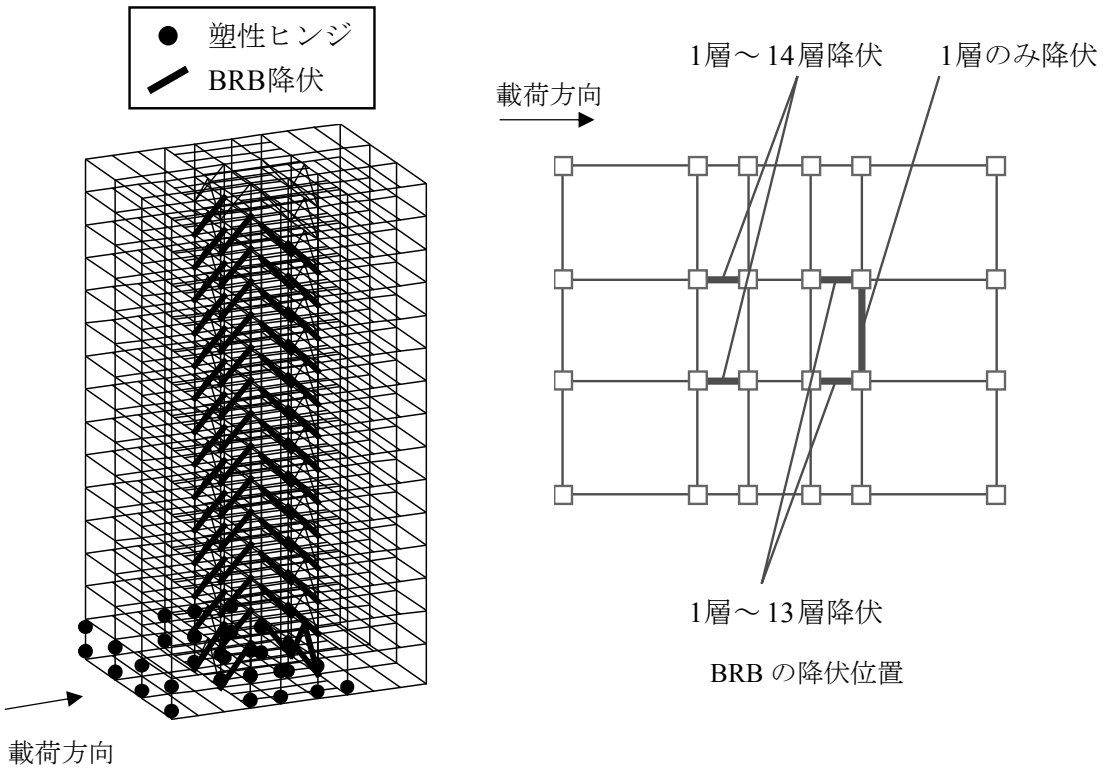


図 2.11　機構図（B-2-M）

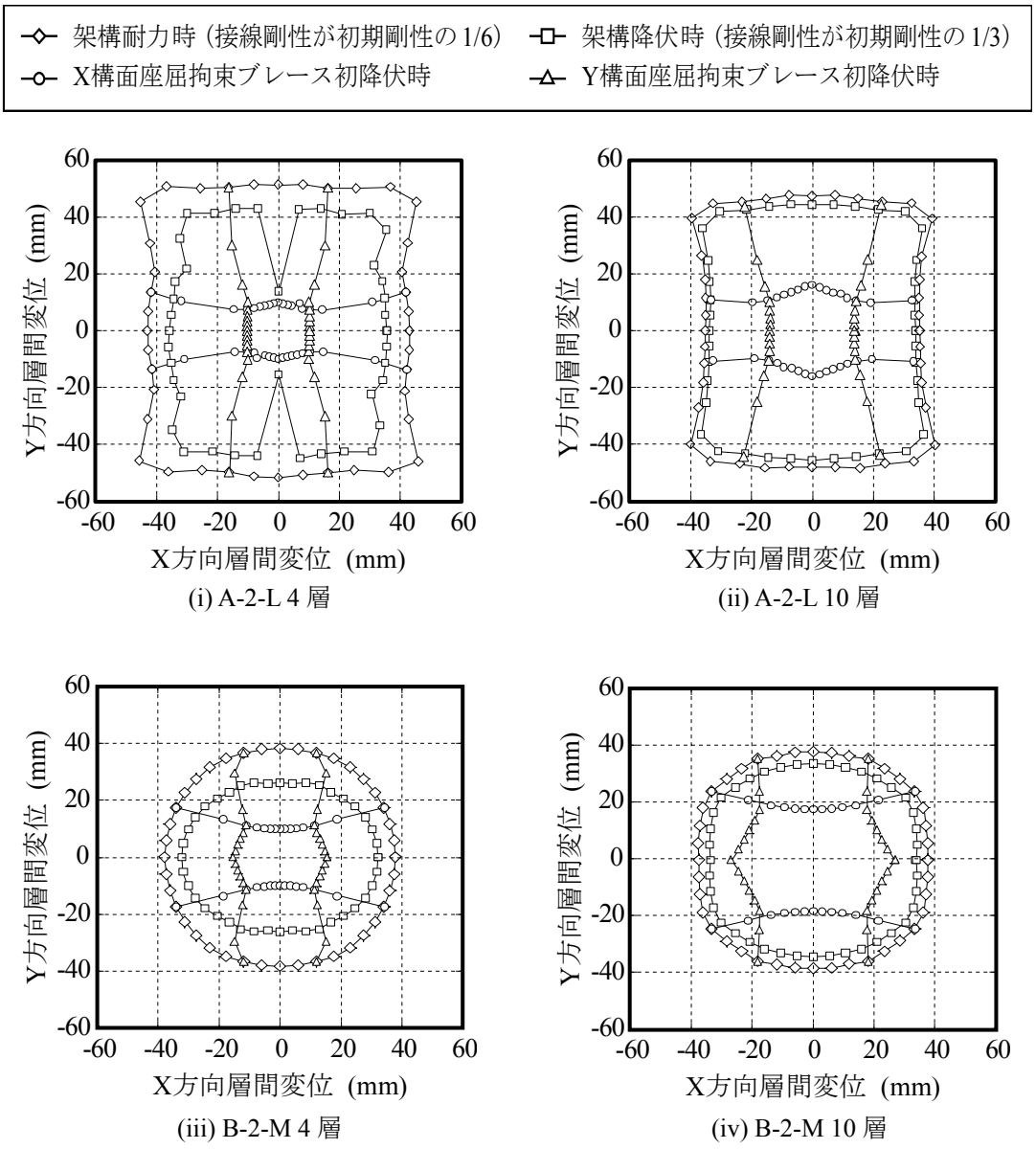

架構耐力時（接線剛性が初期剛性の1/6）
架構降伏時（接線剛性が初期剛性の1/3）
X構面座屈拘束ブレース初降伏時
Y構面座屈拘束ブレース初降伏時
Y方向層間変位（mm）
X方向層間変位（mm）
60
40
20
0
-20
-40
-60
(i) A-2-L 4 層
(ii) A-2-L 10 層
(iii) B-2-M 4 層
(iv) B-2-M 10 層

図 2.12　降伏変位曲面

2.5　水平二方向地震動入力時刻歴応答解析による応答変形の同時性評価

本節では各解析モデルに対し，水平二方向地震動入力下での時刻歴応答解析を実施し，BRB の挙動および応答変形の同時性を確認する。数値積分法は Newmark-β 法を用い，β =1/4 とする。積分時間間隔は入力地震動の記録時間間隔によるものとする。構造減衰は，剛性比例型の内部粘性減衰とし，減衰定数は 1 次固有周期に対し h =0.02 とする。

図 2.13 に採用した地震動の加速度応答スペクトルを示す。図中グレーで示した範囲は，高さタイプごとにおける解析モデルの 1 次固有周期帯である。低層モデルの 1 次固有周期帯および中層モデルの 1 次固有周期では，TOHOKU，JMA KOBE，JR TAKATORI の応答スペクトルが卓越しており，高層モデルの 1 次固有周期帯では，EL CENTRO，HACHINOHE，JR TAKATORI，SND の応答スペクトルが卓越している。

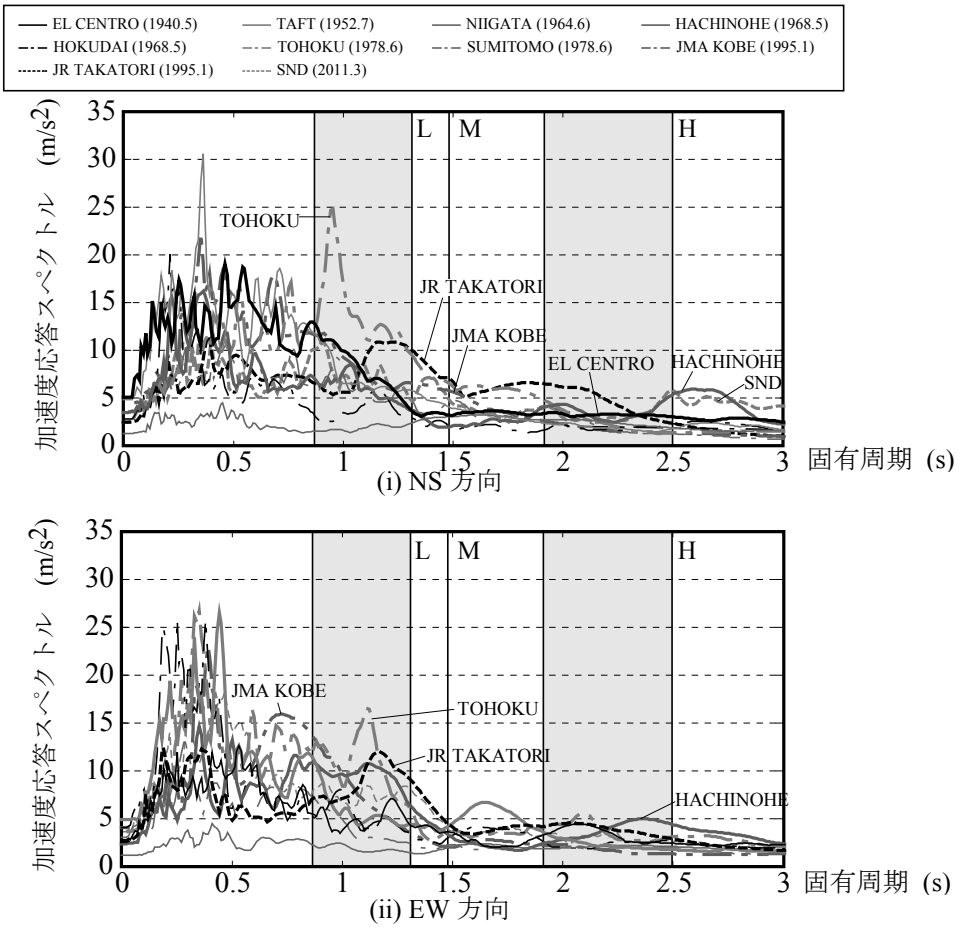


図 2.13　加速度応答スペクトル

2.5.1　応答変形同時性の評価法

図 2.14 に示すように，水平二方向地震動入力下の時刻歴応答解析結果より，各層，各 BRB の構面内最大変位 u_I および構面内最大変位発生時の構面外変位 u_O を抽出する。地震動 10 種類，入力方向 4 種類の計 40 パターンの解析を行い，各解析モデルでの最大値（u_{Im} , u_{Om}）で基準化した変位関係をプロットする。各プロット値は各 BRB の構面内-構面外水平応答変形の瞬間値である。次にこのプロットが，式（2.1）によって内包されるような定数 n を考え，n の値が大きいほど，BRB の構面内-構面外の最大水平応答変形に同時性が高いものと考える。

$$\left(\frac{u_I}{u_{\mathrm{Im}}}\right)^n+\left(\frac{u_O}{u_{Om}}\right)^n=1 \tag{2.1}$$

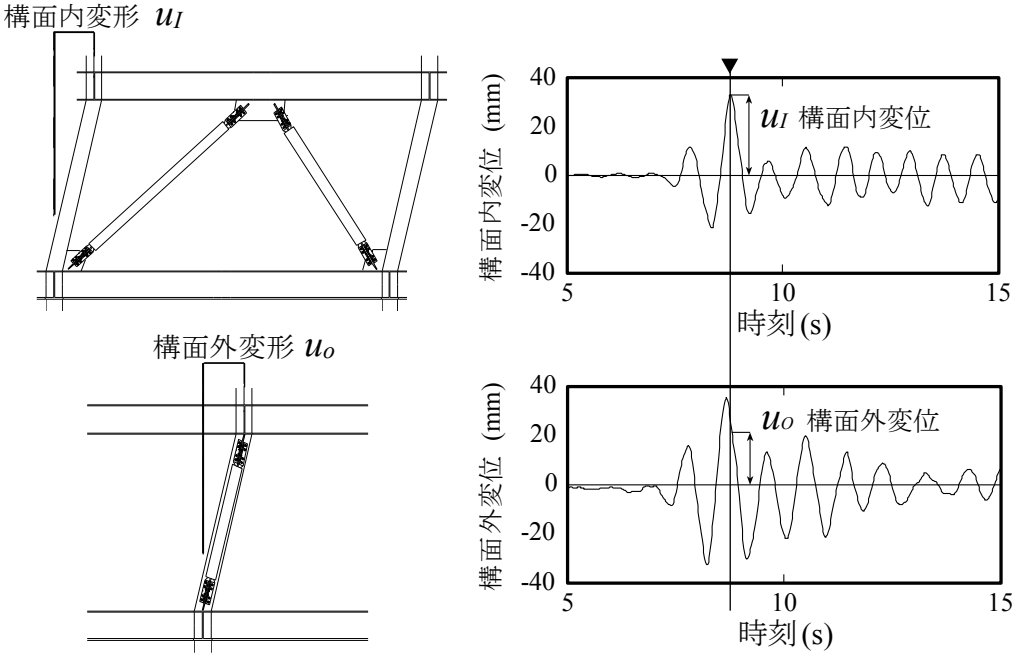


図 2.14　時刻歴応答解析結果抽出方法

2.5.2　応答変形同時性の評価

2.5.2.1　偏心による影響

図 2.15 に低層モデルにおいて，応答変形の同時性を評価した結果を示す。同図中に

実線または破線で示されている曲線は式（1）において $n = 2, 3, 5$ とした曲線である。

図 2.15（i）に示す A-1-L は，片構面にのみ BRB が配置されたモデルであり，$n = 2$ 程度とした曲線に概ね内包される。同様に片構面にのみ BRB が配置された A-3-L は，同図（iii）に示すように $n = 3$ 程度とした曲線に概ね内包され，同時性がやや高いと考えられる。また，同図（ii）に示す A-2-L は両構面に BRB が配置されたモデルであるが，内包する曲線は $n = 5$ 程度に達し，同時性が最も高いと考えられる。同図（ii）中 a のように n が大きな値を示す例として，図 2.16 に A-2-L に JMA KOBE を 90°入力した時の 4 層の応答層間変位および 4 層の X2 構面に配置された BRB の応答変位のオービットを示す。比較のため，図 2.15（ii）中 b のように n が大きな値を示さない例として，図 2.17 に A-2-L に HOKUDAI を 45°入力した場合の同位置でのオービットを示す。図 2.16，図 2.17 において（i）は地震動変位オービットを描いたものであり，斜線は定義した地震動主軸である。地震動主軸は建物の軸から 45°程度回転した方向となっている。（ii）は層の応答変位に前掲した降伏変位曲面を重ねて描いたものであり，梁降伏型である A-2-L の降伏変位曲面は四角形状である。（iii）は BRB の応答変位である。図 2.16 では地震動変位および応答変位にパルス的挙動がみられ，層および BRB は 45°方向に応答変形しており，構面内-構面外水平応答変形の同時性が確認できる。また，図 2.17 では応答変位にパルス的挙動がみられず，構面内-構面外水平応答変位の明確な同時性は確認できない。全般的に，n が大きな値を示すのは，ねじれ振動モードが卓越しないモデルにおいて，概ね地震動主軸が建物の軸から 45°程度の方向で，地震動変位および応答変位にパルス的挙動がみられる場合であった。

図 2.15（iv）に示す A-4-L は，A-2-L と同様に両構面に BRB を配置したモデルであるが，偏心配置したモデルである。n の値は 2 以下であり，構面内-構面外最大水平応答変形の明確な同時性は確認できない。これは A-4-L の BRB が両構面に偏心配置されたことにより，ねじれ振動モードが卓越し，X 軸および Y 軸の並進応答が抑制されたためと考えられる。このように BRB の構面内-構面外最大水平応答変形の同時性は，振動の卓越モードに影響を大きく受けると考えられる。

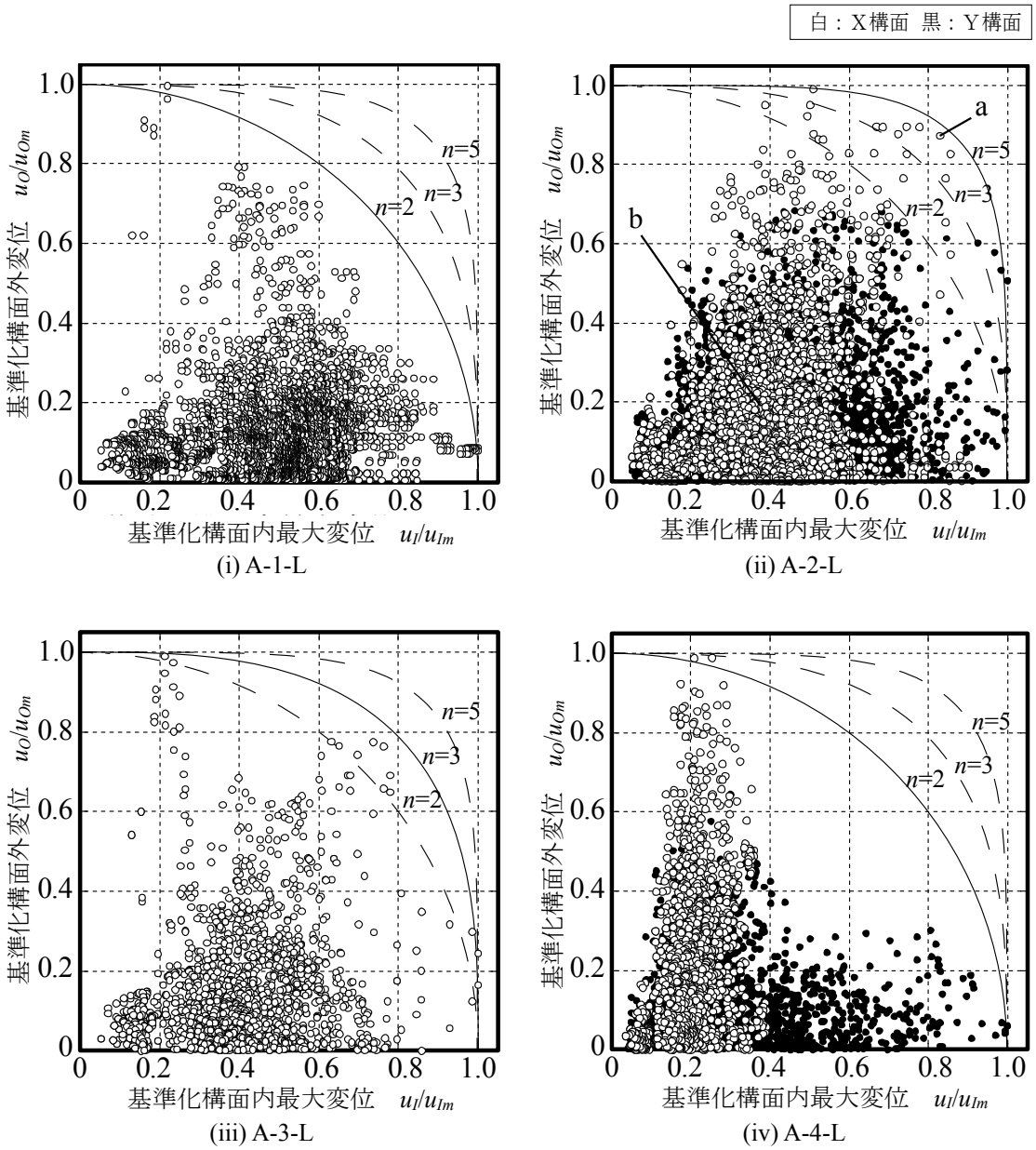
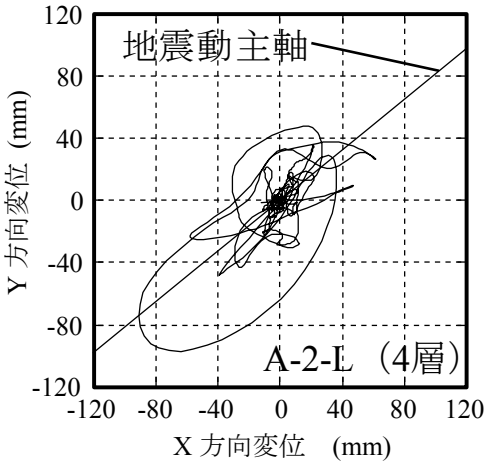
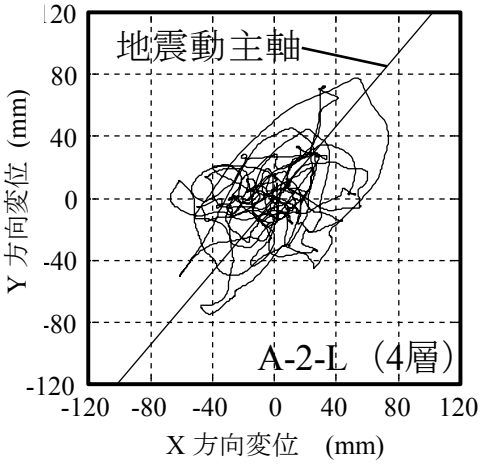


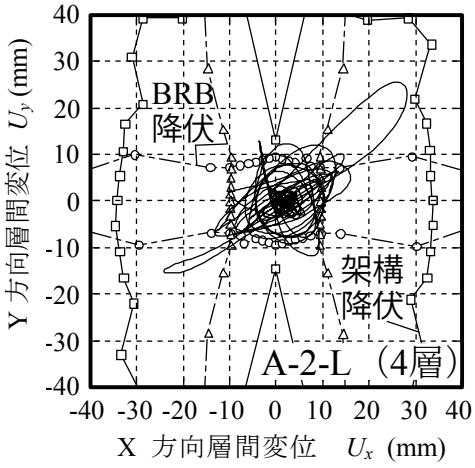
図 2.15　基準化構面内最大変位と同時刻における基準化構面外変位



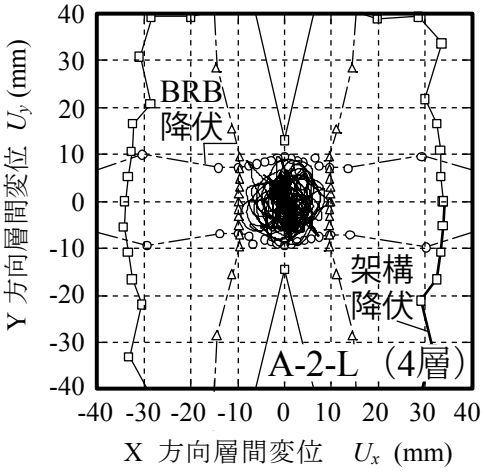
(i) 地震動変位オービット



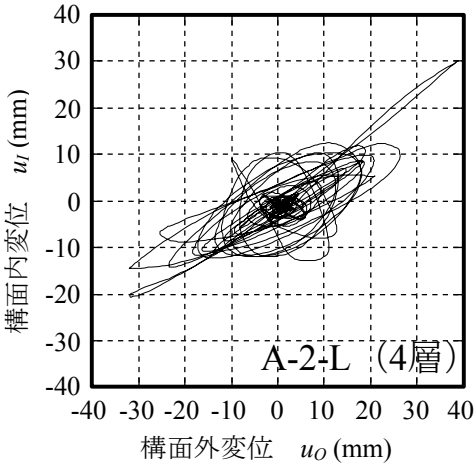
(i) 地震動変位オービット



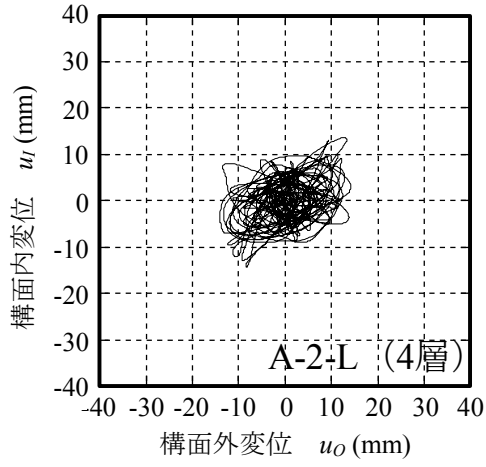
(ii) 層応答および降伏変位曲面



(ii) 層応答および降伏変位曲面



(iii) BRB 応答



(iii) BRB 応答

図 2.16　JMA KOBE 波 90° 入力図 17　HOKUDAI 波 45° 入力

2.5.2.2　建物高さによる影響

図 2.18（i）~（iii）に高層モデルにおける結果を示す。同図（i）に示す A-1-H は，n = 5 程度となり，n = 2 程度であった低層モデルで BRB が同様に配置された A-1-L の場合とは異なり，高層モデルでは同時性が高いという結果となった。一方 A-2-L は，n = 5 程度と低層モデルにおいて最も応答変形の同時性が高いモデルであったが，同図（ii）に示すように，高層で同様に BRB を配置した A-2-H においては n = 3 程度となっており，低層モデルより同時性は低い結果となった。これらは高さの変化に伴い卓越振動モードが変化したためと考えられ，低層モデルよりも二方向の並進モードが卓越する A-1-H は n の値が大きくなり，低層モデルよりもねじれ振動モードが卓越する A-2-H は n の値が逆に小さくなった。同図（iii）に示す A-4-H は，概ね低層モデルと同様に，応答変形の同時性が低い特徴的な結果が得られた。これは，高層モデルも低層モデルと同様にねじれ振動モードが卓越するためであると考えられる。

図 2.15 に低層モデルにおいて，応答変形の同時性を評価した結果を示す。同図中に実線または破線で示されている曲線は式（1）において n = 2, 3, 5 とした曲線である。

図 2.15（i）に示す A-1-L は，片構面にのみ BRB が配置されたモデルであり，n = 2 程度とした曲線に概ね内包される。同様に片構面にのみ BRB が配置された A-3-L は，同図（iii）に示すように n = 3 程度とした曲線に概ね内包され，同時性がやや高いと考えられる。また，同図（ii）に示す A-2-L は両構面に BRB が配置されたモデルであるが，内包する曲線は n = 5 程度に達し，同時性が最も高いと考えられる。同図（ii）中 a のように n が大きな値を示す例として，図 2.16 に A-2-L に JMA KOBE を 90°入力した時の 4 層の応答層間変位および 4 層の X2 構面に配置された BRB の応答変位のオービットを示す。比較のため，図 2.15（ii）中 b のように n が大きな値を示さない例として，図 2.17 に A-2-L に HOKUDAI を 45°入力した場合の同位置でのオービットを示す。図 2.16，図 2.17 において（i）は地震動変位オービットを描いたものであり，斜線は定義した地震動主軸である。地震動主軸は建物の軸から 45°程度回転した方向となっている。（ii）は層の応答変位に前掲した降伏変位曲面を重ねて描いたものであり，梁降伏型である A-2-L の降伏変位曲面は四角形状である。（iii）は BRB の応答変位である。図 2.16 では

地震動変位および応答変位にパルス的挙動がみられ，層および BRB は 45°方向に応答変形しており，構面内-構面外水平応答変形の同時性が確認できる。また，図 2.17 では応答変位にパルス的挙動がみられず，構面内-構面外水平応答変位の明確な同時性は確認できない。全般的に，*n* が大きな値を示すのは，ねじれ振動モードが卓越しないモデルにおいて，概ね地震動主軸が建物の軸から 45°程度の方向で，地震動変位および応答変位にパルス的挙動がみられる場合であった。

図 2.15（iv）に示す A-4-L は，A-2-L と同様に両構面に BRB を配置したモデルであるが，偏心配置したモデルである。*n* の値は 2 以下であり，構面内-構面外最大水平応答変形の明確な同時性は確認できない。これは A-4-L の BRB が両構面に偏心配置されたことにより，ねじれ振動モードが卓越し，X 軸および Y 軸の並進応答が抑制されたためと考えられる。このように BRB の構面内-構面外最大水平応答変形の同時性は，振動の卓越モードに影響を大きく受けると考えられる。

2.5.2.3　架構の崩壊形式による影響

図 2.18（iv）はセンターコアの平面形状を持つ中層モデルの B-2-M における結果であるが，同時性の高い応答変形を示すプロットが他のプロットから飛びぬけた形で何点かあり，柱降伏型の崩壊形式を持つモデルは，梁降伏型の崩壊形式を持つモデルとはやや様相が異なる結果を示した。同図中 a のように同時性が高い応答変位を示したプロットは，JR TAKATORI 波を入力した時の 1 層の応答値であり，応答変形が 1 層に集中した影響であると考えられる。図 2.19 に JR TAKATORI 波を 90°入力した時の応答層間変位および 1 層の X2 構面に配置された BRB の応答変位のオービットを示す。同図（i）は地震動変位オービットを描いたものであり，斜線は定義した地震動主軸である。地震動主軸は解析モデルの X 軸から反時計回りに 45°程度回転した方向となり，地震動変位にパルス的挙動がみられる。

同図（ii）は層の応答変位に前掲した降伏変位曲面を重ねて描いたものである。柱降伏型である B-2-M の降伏変位曲面は円形状であり，層応答変位が降伏変位よりも大きく，1 層の架構が降伏していることがわかる。同図（iii）は BRB の応答変位であるが，

BRB は 45°方向に応答変形しており，構面内-構面外最大水平応答変形の同時性が確認できる。このように，架構の崩壊形式が柱降伏型の場合は特定層に損傷が集中する傾向があるため，特に地震動主軸が解析モデルの軸から 45°程度回転した方向となる場合，構面内-構面外最大水平応答変形が同時に生じる比率が高くなると考えられる。図 2.18（iv）において，応答変位の大きくなった他のプロットも，JR TAKATORI 波を入力した場合の 1 層における応答値であり，概ね図 2.19 と同様に構面内-構面外最大水平応答変形の同時性が確認できた。

図 2.20 に，B-2-M に JR TAKATORI 波を 90°入力した 1 層 X2 構面 BRB の応答変位の時刻歴波形を示す。入力後 6 秒程度で，構面外方向に大きな応答変形が生じ，その後残留変形が生じていることがわかる。このような柱降伏型架構においては応答変形の特定層への集中が生じるため，比較的残留変形が生じやすいと考えられる。この様に残留変形が生じた建物に連続して地震動入力がある場合，BRB の構面内-構面外の最大水平応答変形が同時に生じる可能性がより高まるものと考えられる。

以上より BRB には，構面内-構面外の最大水平応答変形が同時に生じる可能性があるため，BRB の安定性評価において，構面外方向に最大応答時の強制変形を付与した状態での繰返し載荷実験は妥当であり，設計上もこの点に関し配慮する必要があると考えられる。

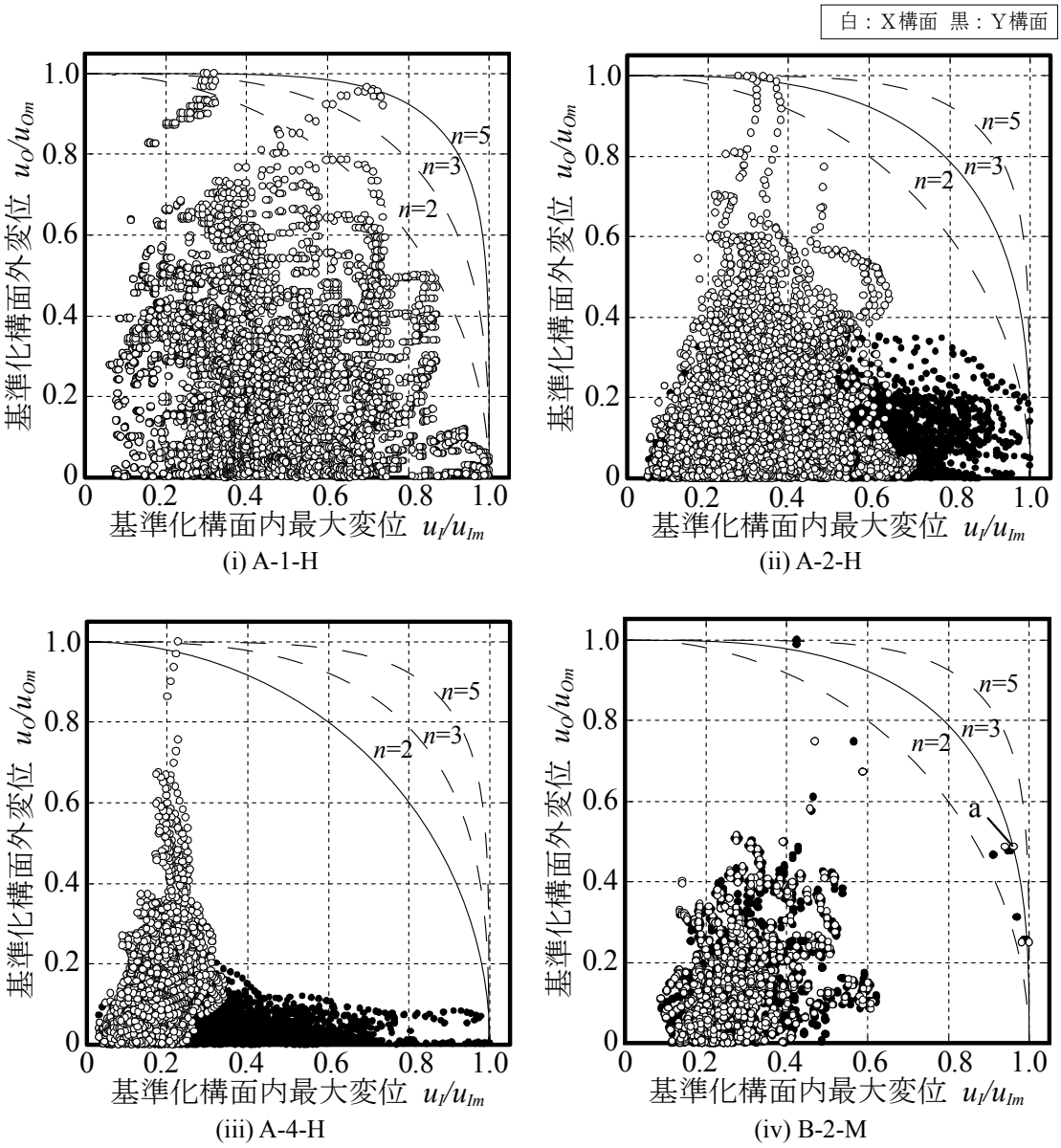
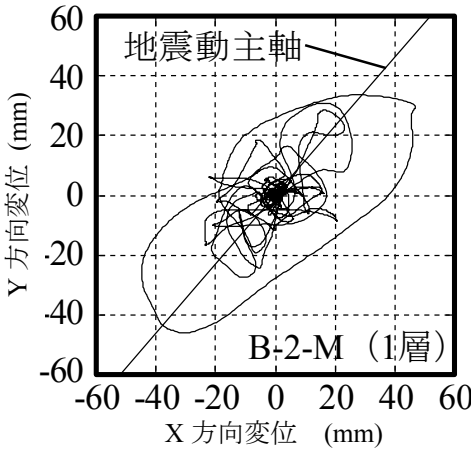
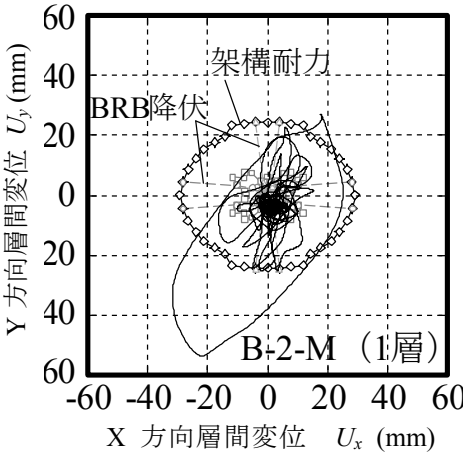


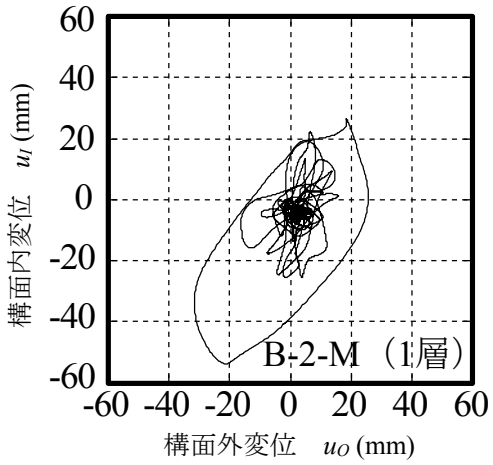
図 2.18　基準化構面内最大変位と同時刻における基準化構面外変位



(i) 地震動変位オービット



(ii) 層応答および降伏変位曲面



(iii) BRB 応答

図 2.19　JR TAKATORI 波 90° 入力

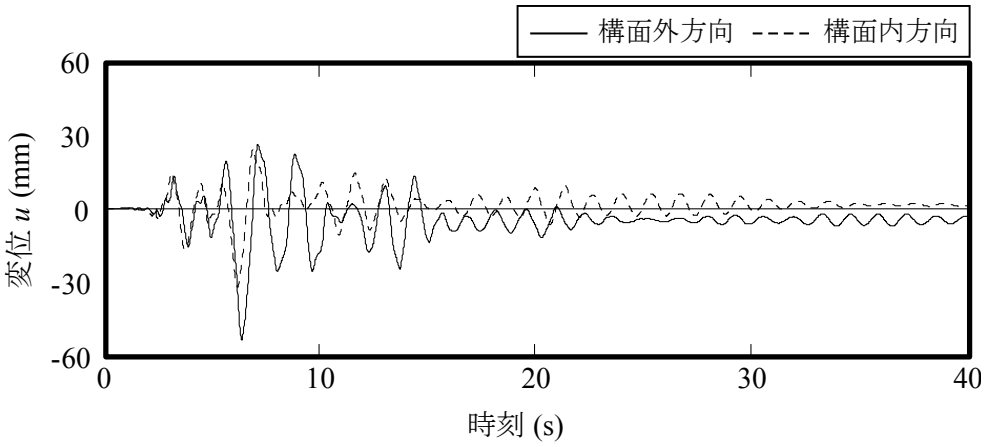


図 2.20　時刻歴応答変位波形（B-2-M JR TAKATORI 波 90° 入力 1 層）

2.6 結

本章では，偏心率・高さ・崩壊形式の異なる 8 つの鉄骨架構の解析モデルにおいて立体固有値解析および多方向静的増分解析を実施し各モデルの振動性状および変形性状を確認した。また，水平二方向地震動入力下での時刻歴応答解析を実施し，建物に配置された BRB における構面内-構面外最大水平応答変形の同時性を検討した。以下に得られた知見を示す。

1) 各解析モデルに対し多方向静的増分解析を実施し，降伏変位曲面を描いた結果，梁降伏型の架構は降伏変位曲面が四角形状，柱降伏型の架構は降伏変位曲面が円形状となり，降伏変位曲面は架構の崩壊形式に影響を受ける。

2) 今回設定した鉄骨架構に配置された BRB には，構面内-構面外の最大水平応答変形が同時に生じる可能性があることを確認した。

3) 梁降伏型直交架構においては，並進振動が卓越し，地震動主軸が建物の軸から 45°程度の方向にある場合，BRB の構面内-構面外の最大水平応答変形が同時に生じる可能性がより高いと考えられる。一方，ねじれ振動が卓越する場合は，同時性が低くなる傾向がある。

4) 柱降伏型直交架構においては，降伏変位曲面が円形状となるため，地震動主軸が建物の軸から 45°程度の方向にある場合，架構が塑性化領域に入りやすく，かつ，応答変形が特定層に集中しやすいため，BRB の構面内-構面外の最大水平応答変形が同時に生じる可能性がより高くなると考えられる。

第 2 章の注記

2.1) 表 2.2 に示す検討用入力地震動の内，JMA KOBE は 1995 年兵庫県南部地震における気象庁 87 型電磁式強震計データを，JR TAKATORI は同 JR 警報地震計（鷹取駅，FD シリアル番号 R-063）データを用いた。

第 2 章の参考文献

2.1) 酒井快典，小川厚治：水平 2 方向地動を受ける鋼構造骨組の適正な柱梁耐力比，日本鋼構造協会鋼構造論文集，第 17 巻，第 67 号，pp.53-64，2010.9

2.2) 和田 章，広瀬景一：二方向地震動を受ける無限均等ラーメン構造の弾塑性応答性状，日本建築学会構造系論文報告集，第 399 号，pp.37-47，1989.5

2.3) 大垣 聡，高田毅士：地震動の方向性を考慮することによる水平面内二方向連成モデルの塑性歪エネルギー推定法，日本建築学会構造系論文集，第 693 号，pp.1869-1877，2013.11

2.4) 滝澤春男, 奈良岡浩二:強地震動の二次元的破壊能　その 1.二次元動の特性指標，日本建築学会北海道支部研究報告集，第 52 号，pp.5-8，1980.3

2.5) 久保哲夫：三次元地震動の模擬作成に関する研究（その 1 地震動の主軸），日本建築学会論文報告集，第 265 号，pp81-91，1978.3

2.6) 大野　晋，武村雅之，小林義尚：観測記録から求めた震源近傍における強地震動の方向性，第 10 回日本地震工学シンポジウム論文集，pp.133-138，1998.11

2.7) SNAP Ver.5：構造システム，2011.4

第 3 章　接合部を含む座屈拘束ブレースの機構安定条件

3.1 序

第 2 章で述べたように，架構内に配置された座屈拘束ブレース(以降 BRB)には，構面内，構面外に同時に最大変形が生じる可能性が排除できないことが明らかになった。第 1 章で述べたように，接合部が不適切に設計された BRB では芯材が十分な塑性変形を発現する以前に接合部を含めた材全体が構面外不安定現象を生じることがしばしば報告され，その安定条件について構面外変形をも考慮する必要があると考えられる。

しかしながらこれまでの研究においては，拘束材端部の曲げモーメント伝達能力や構面外変形の影響を考慮した，様々な接合部端部剛性下における機構安定条件の導出には至っていない。

そこで本章では，拘束材端部の曲げモーメント伝達能力，および様々な接合部剛性を考慮した BRB の構面外安定条件式を誘導し，また，構面外強制変形の影響および接合部外端の塑性化の影響について考える。さらに様々な拘束材端部の曲げモーメント伝達能力を有する BRB に対して構面外初期変位を与えた繰返し載荷実験を実施し，拘束材端部の曲げモーメント伝達能力が機構安定性に与える影響を確認すると共に安定条件式との比較を行い，その妥当性を検討する。

なお，BRB に想定する構面外変形の大きさは，第 2 章にて検討した構面内－構面外最大応答変形の同時性の高さを示す式(2.1)における n の値に応じて決める考え方もあるが，設計時に建物にどのような地震動がどの方向から入力されるかを特定することは難しく，n の値をあらかじめ規定するのは困難である。そこで本論文においては，実設計において大地震時に建物に 1/100 の層間変形角が生じることを想定することが多いことを踏まえ，安全側の仮定として，構面外方向にも同時に 1/00 の層間変形角が生じるものとして以降の検討および実験を行うものとする。

3.2　機構安定条件の誘導

3.2.1　機構安定限界の誘導

鋼構造座屈設計指針[3.1)]第3章では，接合部を含むBRBの全体機構安定性確保の条件として図3.1に示す2つの考え方が示されている。①芯材の塑性化に伴い拘束材端部では曲げモーメントの伝達を期待せず，拘束材および接合部に関する安定条件でそれぞれ設計する(図 3.1(a))，②拘束材端部で曲げモーメントの伝達を期待し，接合部と拘束材の連成系に対する安定条件で設計する(図3.1(b))。①に関して井上[3.2)]，木下，聲高ら[3.3)]は以下の安定条件式を提案している。

座屈拘束部の安定条件式

$$M_y^R \geq \frac{(a+e+s)N_{cu}}{1-N_{cu}/N_{cr}^R} \tag{3.1}$$

接合部の安定条件式

$$N_{cr} = \frac{\pi^2(1-2\xi)\gamma_J EI_B}{(2\xi L_0)^2} > N_{cu} \tag{3.2}$$

ここに，M_y^R：拘束材の降伏曲げ耐力，N_{cr}^R：拘束材のオイラー座屈荷重，N_{cu}：推定芯材最大軸力(ひずみ硬化の影響も考慮し降伏軸力の1.2～1.5倍を採ることが多い)，a：元たわみ，e：加力点の偏心量，s：芯材拘束材間クリアランス，$\gamma_J EI$：接合部曲げ剛性，L_0：BRB全長，ξL_0：接合部長である。

式(3.2)は，図 3.2(c)のようにガセットプレートを面外補剛し，接合部外端の回転が固定された条件で有効となる。従って，K形配置のブレースでは，ブレース取り付き部の大梁の面外移動と回転をせいの高い小梁か方杖等で防止しなければならない。一方，②に関して竹内，松井ら[3.4)]は図3.3に示すように，モルタル充填鋼管拘束材を有するBRBにおいて，十字断面を有する芯材補強部が拘束材に一定以上貫入(貫入長 > 芯材幅 B_c)していれば，芯材降伏後も拘束材端部において一定量の曲げモーメント伝達が可能であることを示し，上記の場合においてはガセットプレート端部を完全に回転剛の条件とし

ない安定条件の可能性を示している。この場合には拘束材端部の曲げモーメント伝達能力は図 3.3 (b), (c)に示すように，拘束材の破壊(貫入部破壊）または突出部の塑性ヒンジ形成(突出部塑性化）が生ずるまで保証される。

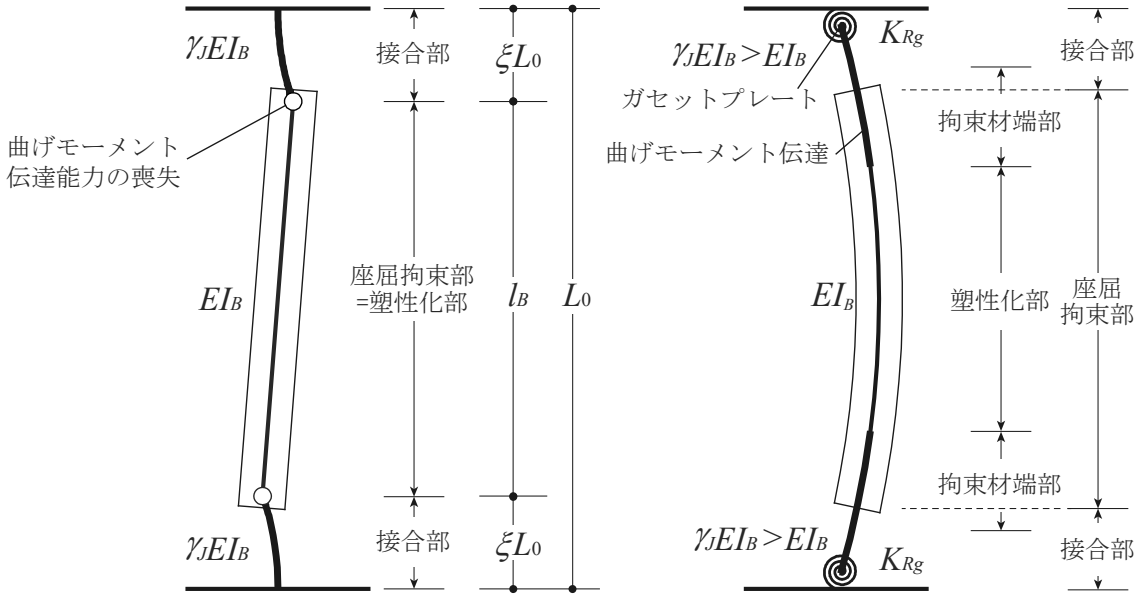
ただし，図 3.2(a)のようにガセットプレートが面外補剛されておらず接合部の面外回転剛性が低い場合，芯材の元たわみ a，加力部の偏心量 e に加え，芯材と拘束材間の片側クリアランス s_rによって接合部に初期不整が生じるものと考えられる。この初期不整値は，例として図 3.4 のような単純モデルを考えると以下のように表現できる。

$$a_r = a + e + s_r + \frac{2s_r}{L_{in}} \cdot \xi L_0 \tag{3.3}$$

このような初期不整 a_rのもとで，両端部に回転ばねを有する圧縮材の軸力 N-面外変位関係は以下のように近似できる [3.5)]。

$$N = \frac{y_r}{y_r + a_r} N_{cr}^B \tag{3.4}$$

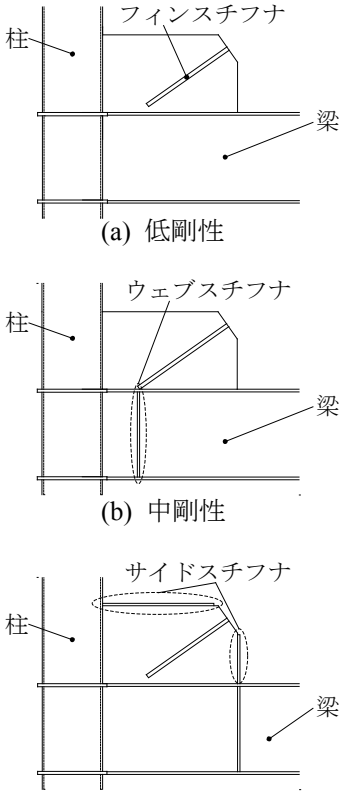
ここに y_r：拘束材端部における構面外変位増分， N_{cr}^B ：接合部端部の回転ばねや接合部剛性を考慮した材全体の最小弾性座屈荷重である。初期不整付き圧縮材の軸力-変位関係式は境界条件，初期不整分布により変化するが，何れも図 3.5 に示すように軸力 N が拘束材端部の面外変位 y_r+a_r の増加に伴い徐々に N_{cr}^B に漸近し, 式(3.4)で近似される経路をとる。しかし，実際の BRB においては，軸力が N_{cr}^B に達する以前に図 3.3 に示すような拘束材端部における塑性ヒンジの形成等により崩壊メカニズムが形成され, 安定限界軸力が規定されることになる。つまり，式(3.4)による初期不整付き弾性軸力 N-面外変位 y_r+a_r 関係と式(3.40)(後述)による BRB の崩壊メカニズム軸力-変位関係の交点で安定限界軸力が決定されると考えられる。この時，図 3.5(a)のように芯材最大軸力 N_{cu} がこの値を下回っていれば機構は安定となり，BRB は芯材降伏後も不安定現象を生ずることなく安定した履歴特性を発揮することになる。しかしながら，図 3.5(b)のように芯材最大軸力 N_{cu} がこの値を上回る場合は，芯材が最大軸力に達する以前に拘束材端部に塑性ヒンジが形成され崩壊メカニズムに達することになり, 機構が不安定になると考えられる。



(a) 拘束材端部で塑性ヒンジが形成される場合

(b) 拘束材端部で曲げモーメント伝達を期待する場合

図 3.1　座屈拘束ブレースの機構安定性の考え方



(a) 低剛性

(b) 中剛性

(c) 高剛性

図 3.2　接合部ガセットプレート形式と構面外剛性

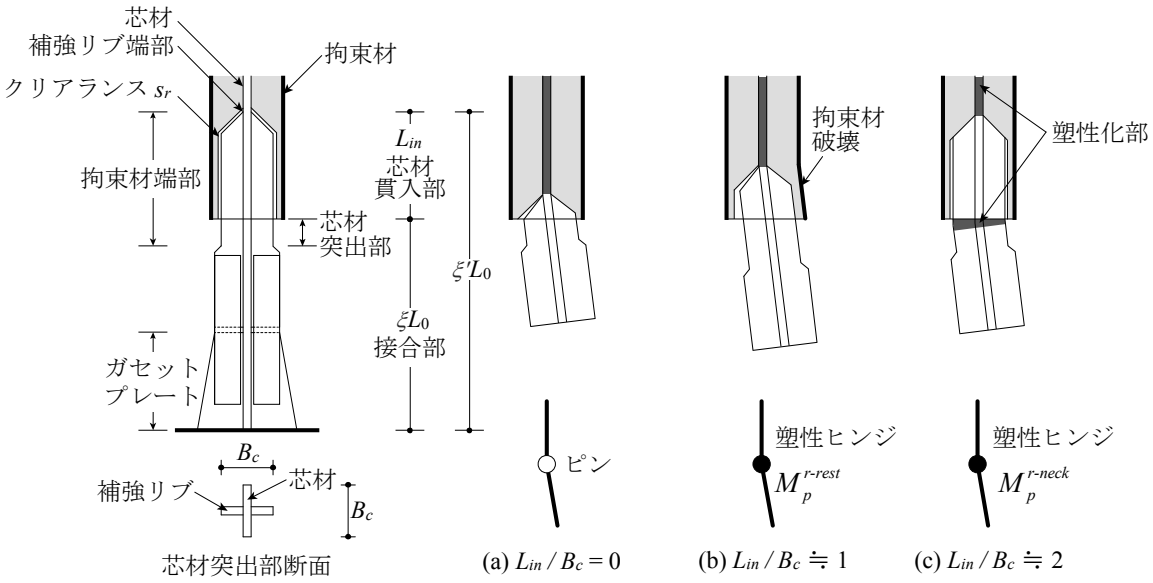


図 3.3　拘束材端部の曲げモーメント伝達機構

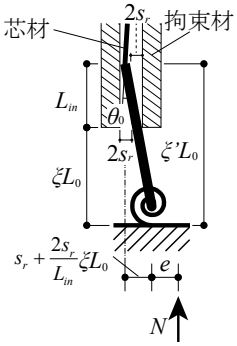


図 3.4　初期不整の設定

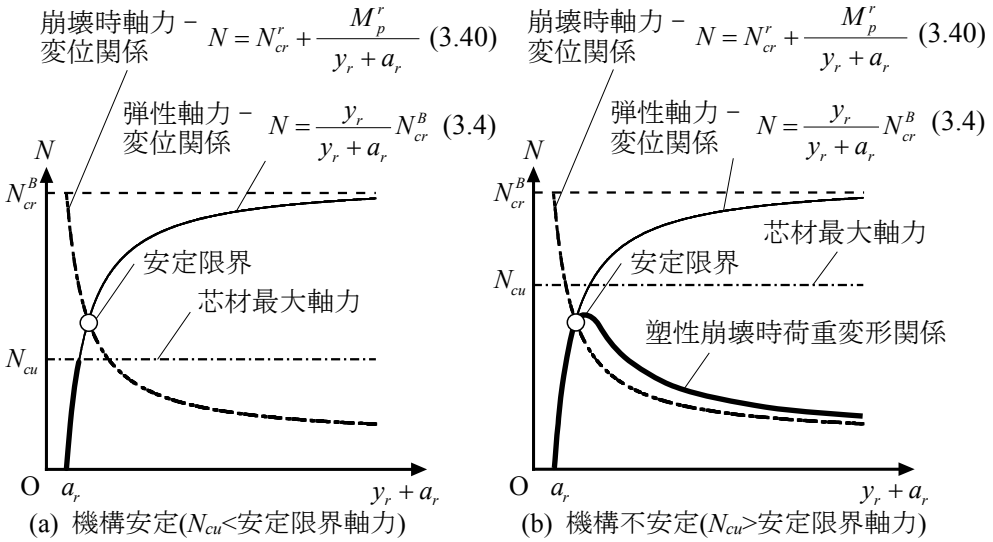


図 3.5　座屈拘束ブレースの機構安定条件

3.2.2　接合部を含めた BRB の最大耐力評価式の誘導

前項の考え方に基づき，以下接合部も含めた BRB の崩壊メカニズム耐力の評価を図 3.6 に示すような点線の初期不整を有するモデルを用いて試みる。なお図 3.6(c)のモデルは, 芯材が塑性化した後上部が図 3.4 の芯材貫入部-拘束材間のクリアランス内でピン状態で回転し，下部に図 3.3 (b),(c)のような塑性ヒンジが形成されると仮定した崩壊メカニズムである。図 3.6(a)～(c)において，接合部は端部に剛性 K_{Rg} の回転ばねを有する弾性曲げ材，座屈拘束部は剛体と考え，拘束材端部には初期不整 a_r を有し，軸力 N を受け面外変位が増大し，拘束材端部が曲げ耐力 M_p^r に達したとき不安定になると考える。

まず，接合部端部の境界条件が固定(回転剛性 $K_{Rg}\to\infty$)である場合を考え，接合部の曲げ変形による面外変位 y を式(3.5)のように仮定し図 3.6(a)の対称崩壊モードについて考える。

$$y=\frac{a_r}{\xi L_0}x+y_r\left[1-\cos\left(\frac{\pi x}{2\xi L_0}\right)\right] \tag{3.5}$$

この時，接合部の歪エネルギーU_εは式(3.6)となる。

$$U_\varepsilon=2\int_0^{\xi L_0}\frac{\gamma_J EI_B}{2}\left(\frac{d^2}{dx^2}\left(y-\frac{a_r}{\xi L_0}\right)\right)^2 dx=\frac{\pi^4\gamma_J EI_B y_r^2}{32(\xi L_0)^3} \tag{3.6}$$

また，対称崩壊モードにおける塑性ヒンジの回転角は式(3.7)となる。

$$\Delta\theta_r=\left.\frac{dy}{dx}\right|_{x=\xi L_0}-\frac{a_r}{\xi L_0}=\frac{\pi y_r}{2\xi L_0} \tag{3.7}$$

したがって，塑性ヒンジの内力仕事 U_p は式(3.8)のように表せる。

$$U_p=2M_p^r\Delta\theta_r=\frac{\pi y_r}{\xi L_0}M_p^r \tag{3.8}$$

この時，両端の節点間変位は式(3.9)となる。

$$\Delta u_g=2\cdot\frac{1}{2}\int_0^{\xi L_0}\left[\left(\frac{dy}{dx}\right)^2-\left(\frac{a_r}{\xi L_0}\right)^2\right]dx=\frac{\pi^2 y_r^2}{8\xi L_0}+\frac{2a_r y_r}{\xi L_0} \tag{3.9}$$

したがって，外部仕事 T は式(3.10)となる。

$$T = N\Delta u_g = \frac{\pi^2(y_r^2 + 16a_r y_r/\pi^2)}{8\xi L_0} N \tag{3.10}$$

エネルギー変分の釣合により式(3.11)が成り立つ[3.6]。

$$\frac{\partial(U_\varepsilon + U_p - T)}{\partial y_r} = \frac{\pi^4 \gamma_J E I_B y_r}{16(\xi L_0)^3} + \frac{\pi}{\xi L_0} M_p^r - \frac{\pi^2(y_r + 8a_r/\pi^2)}{4\xi L_0} N = 0 \tag{3.11}$$

これより，接合部端部固定の対称崩壊モードの耐力は変位増分 y_r の関数として式(3.12)により算出される。

$$N = \frac{\pi^2 \gamma_J E I_B}{(2\xi L_0)^2} \frac{y_r}{y_r + 8a_r/\pi^2} + \frac{4M_p^r}{\pi(y_r + 8a_r/\pi^2)} \tag{3.12}$$

$8/\pi^2 \approx 1$ とすると，式(3.12)は式(3.13)で近似できる。

$$N \approx \frac{\pi^2 \gamma_J E I_B}{(2\xi L_0)^2} \frac{y_r}{y_r + a_r} + \frac{4}{\pi} \frac{M_p^r}{y_r + a_r} \tag{3.13}$$

同様に，図 3.6(b)の逆対称崩壊モードは以下のように誘導できる。(付録 3.1 参照)

$$U_p = \frac{y_r}{\xi L_0} \frac{\pi - 2\pi\xi + 4\xi}{1 - 2\xi} M_p^r \tag{3.14}$$

$$T \approx \frac{\pi^2 N}{8\xi(1-2\xi)L_0}(y_r^2 + 16a_r y_r/\pi^2) \tag{3.15}$$

$$N = \frac{\pi^2(1-2\xi)\gamma_J E I_B}{(2\xi L_0)^2} \frac{y_r}{y_r + 8a_r/\pi^2} + \frac{4(\pi - 2\pi\xi + 4\xi)M_p^r}{\pi^2(y_r + 8a_r/\pi^2)} \tag{3.16}$$

$8/\pi^2 \approx 1$ かつ一般的に用いられる BRB の寸法から $\xi \approx 0.25$ とすると，逆対称崩壊モードにおける崩壊時軸力は変位増分 y_r の関数として式(3.17)で近似される。

$$N \approx \frac{\pi^2(1-2\xi)\gamma_J E I_B}{(2\xi L_0)^2} \frac{y_r}{y_r + a_r} + \frac{M_p^r}{y_r + a_r} \tag{3.17}$$

式(3.17)において，芯材が軸力により塑性化し，拘束材端部が塑性ヒンジとなる場合

($M_p^r = 0$)かつ a_r<<y_r のとき，式(3.17)は式(3.2)と一致する。式(3.13)と式(3.17)を比較すると，接合部端部が剛接合の場合，崩壊時軸力は逆対称崩壊モードで決定されることがわかる。

次に，接合部端部に弾性回転ばねを有する場合を考える。まず，接合部の無次元化回転ばね剛性比を式(3.18)で定義し，回転ばねによる拘束材端部位置での変位を y_{rs} とする。

$$ {}_{\xi}\kappa_{Rg} = \frac{K_{Rg}\xi L_0}{\gamma_J EI_B} \tag{3.18} $$

これより，接合部の歪エネルギーを式(3.19)のように表す。

$$ U_{\varepsilon} = \frac{\pi^4 \gamma_J EI_B y_r^2}{32(\xi L_0)^3}\left(\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3}\right)^2 \tag{3.19} $$

${}_{\xi}\kappa_{Rg} = 3$ のとき，接合部の弾性変位 y_{re} と回転ばねによる変位 y_{rs} が等価となる。対称崩壊モードにおける塑性ヒンジの回転角，塑性ヒンジの内力仕事を式(3.20)，(3.21)で近似する。

$$ \Delta\theta_r = \frac{\pi y_r}{2\xi L_0}\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3} + \frac{y_r}{\xi L_0}\frac{3}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3} = \frac{y_r}{2\xi L_0}\frac{\pi_{\xi}\kappa_{Rg}+6}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3} \tag{3.20} $$

$$ U_p = \frac{y_r}{\xi L_0}\frac{\pi_{\xi}\kappa_{Rg}+6}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3}M_p^r \tag{3.21} $$

回転ばねによる接合部端部の回転角は式(3.22)となる。

$$ \Delta\theta_s = \frac{y_r}{\xi L_0}\frac{3}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3} \tag{3.22} $$

これより，接合部端部の回転ばね弾性エネルギーは式(3.23)となる。

$$ U_s = 2\cdot\frac{1}{2}K_{Rg}\Delta\theta_s^2 = \frac{\gamma_J EI_B y_r^2 {}_{\xi}\kappa_{Rg}}{(\xi L_0)^3}\left(\frac{3}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3}\right)^2 \tag{3.23} $$

両端の節点間変位を，${}_{\xi}\kappa_{Rg} = 0,\infty$ の場合で補間すると式(3.24)となり，外部仕事は式(3.25)となる。(付録 3.2 参照)

$$\Delta u_g = \frac{y_r^2 + 2a_r y_r}{\xi L_0}\left(\frac{3}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3} + \frac{\pi^2}{8}\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3}\right) = \frac{\pi^2(y_r^2+2a_r y_r)}{8\xi L_0}\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+24/\pi^2}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3} \tag{3.24}$$

$$T = \frac{\pi^2(y_r^2+2a_r y_r)}{8\xi L_0}\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+24/\pi^2}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3}N \tag{3.25}$$

$\partial(U_\varepsilon + U_s + U_p - T)/\partial y_r = 0$ より，対称崩壊モードにおける崩壊時軸力は式(3.26)で表せる。

$$N \approx \frac{\pi^2\gamma_J EI_B}{(2\xi L_0)^2}\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+24/\pi^2}\frac{y_r}{y_r+a_r} + \frac{4}{\pi}\frac{M_p^r}{y_r+a_r}\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+6/\pi}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+24/\pi^2} \tag{3.26}$$

式(3.26)において，接合部端部がピン接合の場合には ${}_{\xi}\kappa_{Rg}=0$ を代入し，式(3.27)を得る。

$$N = \frac{M_p^r}{y_r + a_r} \tag{3.27}$$

また，剛接合の場合，${}_{\xi}\kappa_{Rg}\to\infty$ を代入することで式(3.13)が得られる。このように，式(3.26)は接合部端部がピン接合から剛接合に至るまでの崩壊時軸力を包含している。

同様に図 3.6(b)の逆対称崩壊モードについても崩壊時軸力を求める。塑性ヒンジの回転角，塑性ヒンジの内力仕事は式(3.28)，(3.29)となる。

$$\Delta\theta_r = \frac{\pi y_r}{2\xi L_0}\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+6/\pi}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3} + \frac{2y_r}{(1-2\xi)L_0} \tag{3.28}$$

$$U_p = \frac{y_r}{\xi L_0}\frac{(\pi-2\pi\xi+4\xi){}_{\xi}\kappa_{Rg}+6}{(1-2\xi)({}_{\xi}\kappa_{Rg}+3)}M_p^r \tag{3.29}$$

両端の節点間変位，外部仕事は式(3.30)，(3.31)となる。

$$\Delta u_g = \frac{\pi^2(y_r^2+2a_r y_r)}{8\xi L_0}\left(\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+24/\pi^2}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3} + \frac{16\xi}{\pi^2(1-2\xi)}\right) \tag{3.30}$$

$$T = \frac{\pi^2(y_r^2+2a_r y_r)}{8\xi L_0}\frac{(\pi^2-2\pi^2\xi+16\xi){}_{\xi}\kappa_{Rg}+24}{\pi^2(1-2\xi)({}_{\xi}\kappa_{Rg}+3)}N \tag{3.31}$$

以上より，$\partial(U_\varepsilon + U_s + U_p - T)/\partial y_r = 0$ から逆対称崩壊モードにおける最大耐力は式

(3.32)で表すことができる。

$$N \approx \frac{\pi^2(1-2\xi)\gamma_J EI_B}{(2\xi L_0)^2} \frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+24/\pi^2} \frac{y_r}{y_r+a_r} + \frac{M_p^r}{y_r+a_r} \tag{3.32}$$

図 3.6(c)の片側崩壊モードについても同様に崩壊時軸力を求めると，塑性ヒンジの回転角，塑性ヒンジの内力仕事は式(3.33)，(3.34)となる。

$$\Delta\theta_r = \frac{\pi y_r}{2\xi L_0} \frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+6/\pi}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3} + \frac{y_r}{(1-2\xi)L_0} \tag{3.33}$$

$$U_p = \frac{y_r}{\xi L_0} \frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}(\pi-2\pi\xi+2\xi)+6(1-\xi)}{2(1-2\xi)({}_{\xi}\kappa_{Rg}+3)} M_p^r \tag{3.34}$$

接合部端部の回転ばね弾性エネルギーならびに，接合部の歪エネルギーは式(3.35)，(3.36)となる。

$$U_s = \frac{\gamma_J EI_B y_r^2 {}_{\xi}\kappa_{Rg}}{2(\xi L_0)^3} \left(\frac{3}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3} \right)^2 \tag{3.35}$$

$$U_\varepsilon = \frac{\pi^4 \gamma_J EI_B y_r^2}{64(\xi L_0)^3} \left(\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3} \right)^2 \tag{3.36}$$

両端の節点間変位，外部仕事は式(3.37)，(3.38)となる。

$$\Delta u_g = \frac{\pi^2(y_r^2+2a_r y_r)}{16\xi L_0} \left(\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+24/\pi^2}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3} + \frac{8\xi}{\pi^2(1-2\xi)} \right) \tag{3.37}$$

$$T = \frac{\pi^2(y_r^2+2a_r y_r)}{16\xi L_0} \frac{(\pi^2-2\pi^2\xi+8\xi)_{\xi}\kappa_{Rg}+24(1-\xi)}{\pi^2(1-2\xi)({}_{\xi}\kappa_{Rg}+3)} N \tag{3.38}$$

したがって，$\partial(U_\varepsilon+U_s+U_p-T)/\partial y_r = 0$ より，片側崩壊モードにおける崩壊時軸力は式(3.39)となる。

$$N \approx \frac{\pi^2(1-2\xi)\gamma_J EI_B}{(2\xi L_0)^2} \frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}}{(1-\xi)({}_{\xi}\kappa_{Rg}+24/\pi^2)} \frac{y_r}{y_r+a_r} + \frac{M_p^r}{y_r+a_r} \tag{3.39}$$

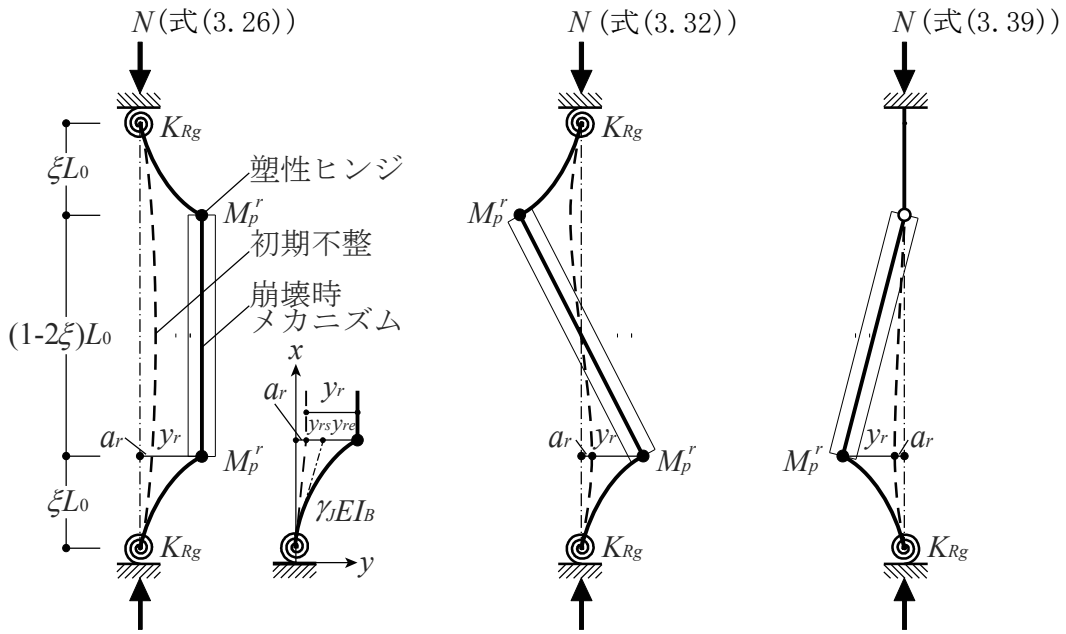
式(3.32)，(3.39)において接合部端部がピン接合の場合，${}_{\xi}\kappa_{Rg}=0$ を代入すると式(3.27)

となり，式(3.32)において，剛接合の場合，${}_{\xi}\kappa_{Rg} \to \infty$を代入し，式(3.17)を得る。このように式(3.32)，(3.39)も接合部端部がピン接合から剛接合に至るまでの崩壊時軸力を包含している。式(3.26)，(3.32)，(3.39)より，接合部端部がピン接合の場合は対称，逆対称，片側崩壊モードの崩壊時軸力は同等であるが，接合部端部が剛接合に近くなると逆対称崩壊モードの崩壊時軸力が低くなることがわかる。したがって，拘束材端部の曲げ耐力，接合部端部の回転剛性を考慮した崩壊時軸力は，式(3.32)より変位増分 y_r の関数として次式で表現できる。

$$N = N_{cr}^{r} + \frac{M_p^r}{y_r + a_r} \tag{3.40a}$$

$$N_{cr}^{r} = \frac{\pi^2(1-2\xi)\gamma_J EI_B}{(2\xi L_0)^2} \frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}}{{}_{\xi}\kappa_{Rg} + 24/\pi^2} \tag{3.40b}$$

なお，N_{cr}^{r} ：拘束材端部回転ピンの場合の座屈荷重であり，式(3.40a)第 1 項で a_r<<y_r と近似している。これは式(3.40a)第一項が支配的，すなわち ${}_{\xi}\kappa_{Rg}$ が大きい領域において a_r が小さくなる特性を表現し，${}_{\xi}\kappa_{Rg} \to \infty$，$M_p^r$＝0 の際の式(3.2)との連続性を図ったものである。



(a)対称崩壊モード　(b) 逆対称崩壊モード　(c) 片側崩壊モード

図 3.6　接合部を考慮した座屈拘束ブレースの崩壊メカニズム

3.2.3　機構安定条件式の誘導

式(3.40a,b)により与えられる崩壊時軸力－面外変位の関係は，図 3.5 に示すように，構面外変位 y_r+a_r の増加に伴い軸力が減少していくものである。先述したように，この関係式と式(3.4)で与えられる初期不整のもとでの圧縮材の軸力 N-面外変位関係式の交点によって与えられる荷重が BRB の安定限界軸力となる。式(3.4)より得られる $y_r = a_r N/(N_{cr}^B - N)$ を式(3.40a)に代入して M_p^r について整理すると，拘束材端部の必要曲げ降伏耐力が以下のように得られる。

$$M_p^r = \frac{a_r}{1 - N/N_{cr}^B}(N - N_{cr}^r) \tag{3.41}$$

一方，図 3.7 に示すように座屈拘束ブレースが架構の２方向応答による構面外層間変位により強制変形を受ける場合，拘束材端部に初期曲げモーメント M_0^r が加わる。M_0^r は部材各部の曲げ剛性とクリアランス，構面外層間変位 δ_0 より解析的に求められるが，一例として K_{Rg} が小さい場合，図 3.7 に示すモデルのように構面外変形により接合部の回転量が図 3.4 の θ_0 を超えた分が回転ばねにより追随されると考えると，M_0^r は下式で近似できる。

$$M_0^r = (1-2\xi)K_{Rg}\left[\frac{\delta_0}{L_0} - \frac{2s_r(1-2\xi)}{L_{in}}\right] \geq 0 \tag{3.42}$$

拘束材端部の耐力は，この初期曲げモーメント分低下すると考えると，式(3.40a)は以下のように置換えられる。

$$N = N_{cr}^r + \frac{M_p^r - M_0^r}{y_r + a_r} \tag{3.43}$$

以上をまとめると，式(3.41)の軸力を推定芯材最大軸力 N_{cu} に置き換えることにより，接合部を含めた BRB の機構安定条件を式(3.44)のように表現できる。

$$M_p^r - M_0^r \geq \frac{a_r}{1 - N_{cu}/N_{cr}^B}(N_{cu} - N_{cr}^r) \tag{3.44}$$

ただし $M_p^r - M_0^r$ が負数の場合は 0 とする。式(3.44)の構成を見ると，同式を満足させるためには，以下の 2 つの方法があることが分かる。

ⅰ）接合部回転剛性 $_{\xi}\kappa_{Rg}$ が大きい場合(目安として 1.0≤ $_{\xi}\kappa_{Rg}$)は式(3.44)左辺の拘束材端部曲げ耐力残存値が小さくなるまたは零となるため， N_{cr}^{r} が推定芯材最大軸力 N_{cu} より大きくなるよう設計し，右辺( )内を小さい値または負とすることで同式を満足させる。これは図 3.1(a)に示した「芯材の塑性化に伴い拘束材端部で曲げモーメントの伝達を期待しない設計」に対応し，右辺( )内を零または負とする条件は式(3.2)に基づく検定と一致する。

ⅱ）接合部回転剛性 $_{\xi}\kappa_{Rg}$ が小さい場合(目安として $_{\xi}\kappa_{Rg}$ ≤0.5)は式(44)の左辺中の M_0^r が小さくなり強制変形時の負担が減るので，芯材降伏軸力下の偏心曲げモーメントを貫入部で安定して伝達させ， M_p^r を確保することで，同式を満足させる。これは図 3.1(b)に示した「拘束材端部で曲げモーメントの伝達を期待する設計」に対応する。

以上述べたように，式(3.44)は図 3.1 に示した 2 つの設計方針を包含し，任意の接合部端部剛性に対応した式となっている。

なお，式(3.44)に示す機構安定条件式は接合部が弾性であると仮定しているが，接合部端部に塑性ヒンジが形成される場合は，図 3.8 に示すような崩壊メカニズムを形成する。この崩壊モードに対応する機構安定条件式は式(3.44)と同様の過程により以下のように表せる。

$$\left[(1-2\xi)M_p^g - M_0^r\right] + (M_p^r - M_0^r) \geq \frac{a_r}{1-N_{cu}/N_{cr}^B} N_{cu} \tag{3.45}$$

ここで M_p^g は軸力を考慮した接合部端部の面外終局曲げ耐力である。なお $(1-2\xi)M_p^g - M_0^r$ あるいは $M_p^r - M_0^r$ が負数の場合は 0 とする。

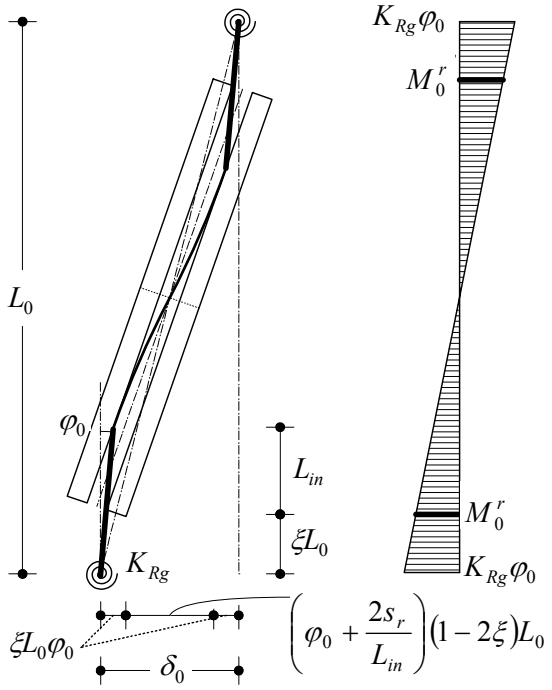


図 3.7　強制面外変形下の曲げモーメント分布仮定

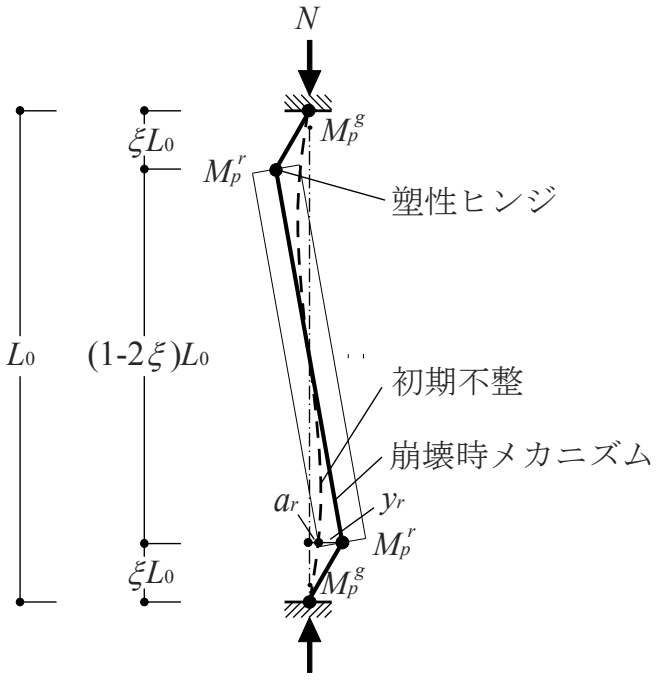


図 3.8　接合部端部に塑性ヒンジを有する場合の崩壊メカニズム

3.3　強制構面外変形下の繰返し載荷実験

3.3.1　実験概要

誘導した評価式の妥当性を確認するため，接合部付き BRB 部材実験を行う。地震動によって生じる構面外変形を模擬し BRB 端部に層間変形角 1/100 の強制面外変形を与えた状態で準静的軸変形繰返し載荷を行う。対象はモルタル充填鋼管を拘束材とした BRB であり，貫入長比 L_{in}/B_c，端部クリアランス厚，拘束鋼管断面形状および接合部の剛性を変化させ, 芯材軸歪 3%までの正負交番漸増載荷を与えその履歴性状を検証する。

実験のセットアップを図 3.9，写真 3.1 に示す。セットアップ角度はφ=38.2°とする。載荷履歴は図 3.10 に示すとおり芯材軸歪 0.1, 0.5, 1.0, 2.0, 3.0%の正負交番とし，繰返し回数は各 3 サイクルとする。3.0%-3 サイクルまでに不安定状態に至らなかった試験体については 3.0%で載荷を続ける。計測箇所は荷重，変位および拘束鋼管表面歪とし，節点間変位は上下ガセットプレート間に軸方向に沿って取り付けられた変位計にて算出する。拘束材端部の面外変位および回転角は上下の芯材補強部ならびに接合部にとりつけた変位計から算出する。

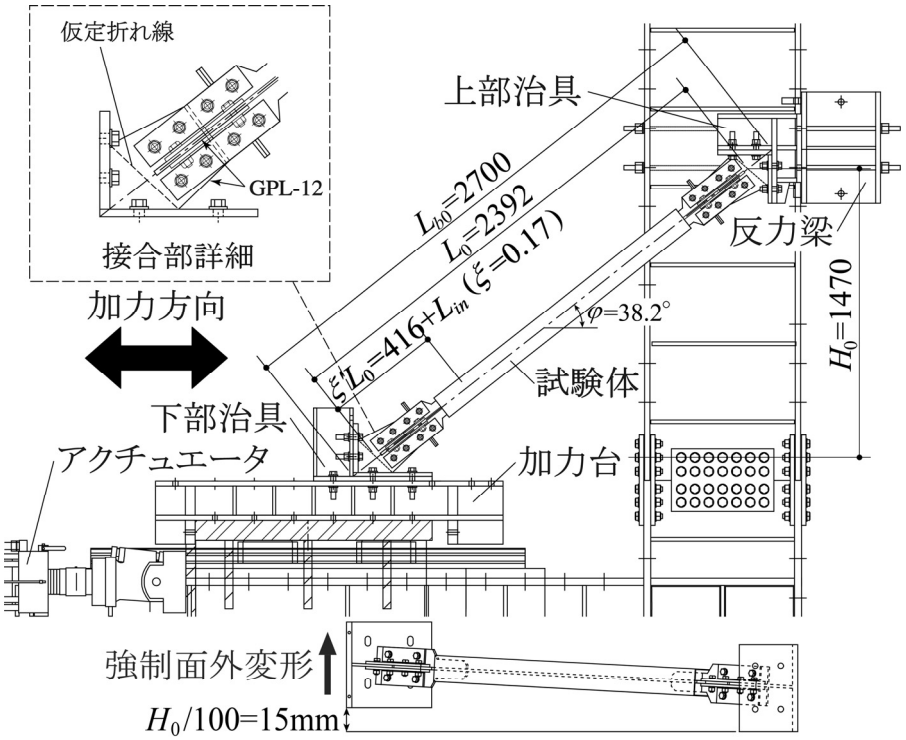


図 3.9　セットアップおよび関連装置概要

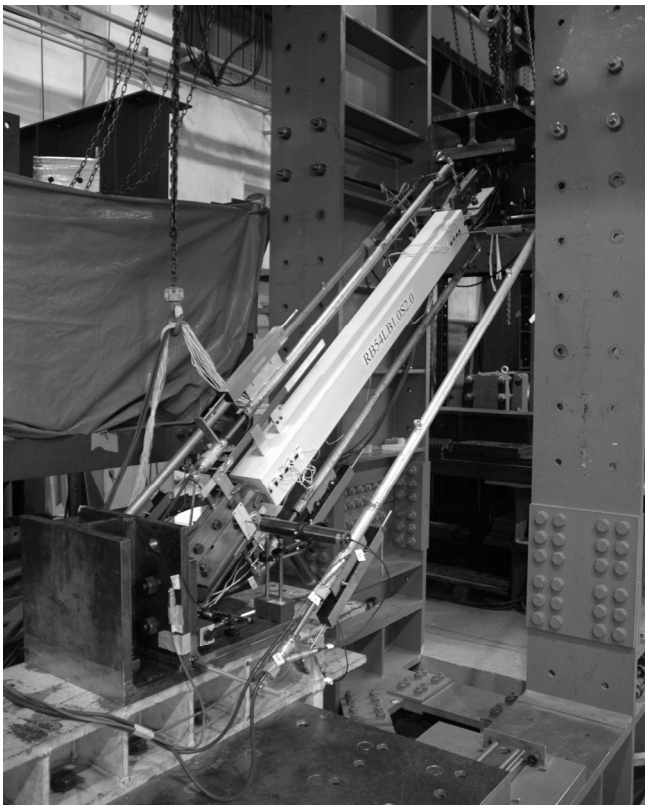


写真 3.1　試験体セットアップ

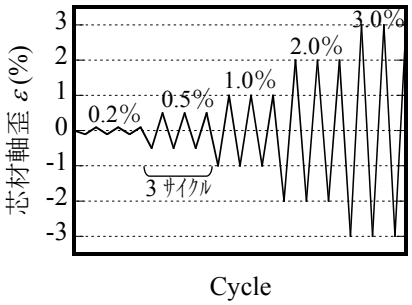


図 3.10　載荷履歴

3.3.2　試験体概要

設定した試験体を表 3.1 に示す。なお，表 3.1 中の A_c，σ_{cy}，σ_{ry} は付録 3.4 に説明が記載されており，$\xi' L_0$ は図 3.3 中に示す貫入部を含めた接合部長である。芯材断面は 12mm ×90mm(SN400B)とし，芯材補強部の拘束鋼管内への貫入部長は芯材幅と同じ 90mm としたもの(貫入長比=1)と 2 倍の 180mm(貫入長比=2)としたものの 2 種類，芯材補強部と拘束材間のクリアランスは 1.0mm と 2.0mm の 2 種類とした。また，拘束鋼管の断面形状は角形と円形の 2 種類とし，接合部はスチフナ等の面外補剛材を設けない面外剛性の低い「低剛性接合部」とスチフナ等の面外補剛材を設けた面外剛性の高い「高剛性接合部」の 2 種類とし，計 6 体の試験体を設定する。これらの試験体名の表記法を図 3.11 に示し，試験体詳細図を図 3.12 に示す。また，端部クリアランスによる回転角を表 3.2 に示す。

表 3.1　試験体マトリックス

試験体	A_c (mm^2)	σ_{cy} (N/mm^2)	EI_B (Nmm^2)	σ_{ry} (N/mm^2)	K_{Rg} (Nmm)	$\gamma_J EI_B$ (Nmm^2)	L_0 (mm)	L_{in} (mm)	L_p (mm)	s_r (mm)	ξL_0 (mm)	$\xi' L_0$ (mm)
MRL1.0S1H	1080	266.0	5.81×10^{11}	305.0	6.90×10^{8}	1.20×10^{12}	2392	90	1380	1	416	506
MRL2.0S1	1080	266.8	5.81×10^{11}	385.8	9.73×10^{7}	1.20×10^{12}	2392	180	1200	1	416	596
MRL2.0S2	1080	266.8	5.81×10^{11}	391.5	9.73×10^{7}	1.20×10^{12}	2392	180	1200	2	416	596
MCL2.0S2	1080	269.7	7.14×10^{11}	365.7	9.73×10^{7}	1.20×10^{12}	2392	180	1200	2	416	596
MRL1.0S1	1080	266.8	5.81×10^{11}	391.5	9.73×10^{7}	1.20×10^{12}	2392	90	1380	1	416	506
MRL1.0S2	1080	266.8	5.81×10^{11}	391.5	9.73×10^{7}	1.20×10^{12}	2392	90	1380	2	416	506

表 3.2　クリアランスによる回転角

試験体	L_{in} (mm)	s_r (mm)	$\theta_0 = 2s_r / L_{in}$ (rad)
MRL1.0S1H	90	1	0.02
MRL2.0S1	180	1	0.01
MRL2.0S2	180	2	0.02
MCL2.0S2	180	2	0.02
MRL1.0S1	90	1	0.02
MRL1.0S2	90	2	0.04

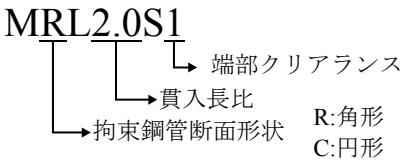
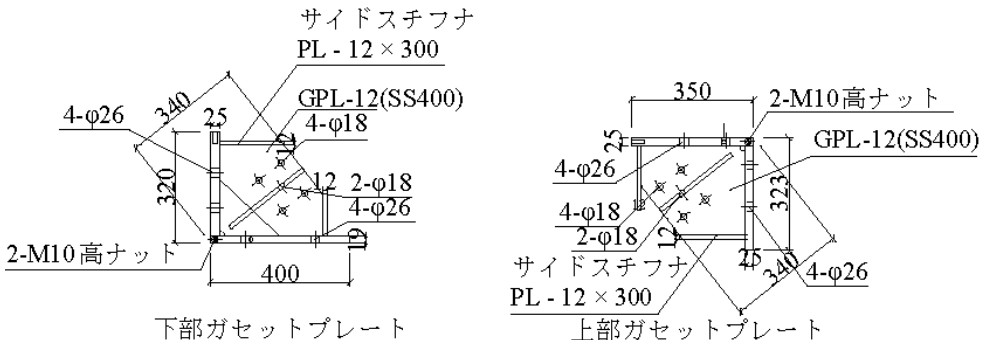
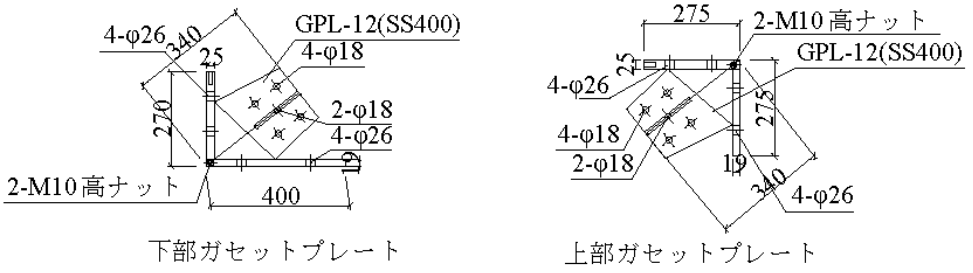


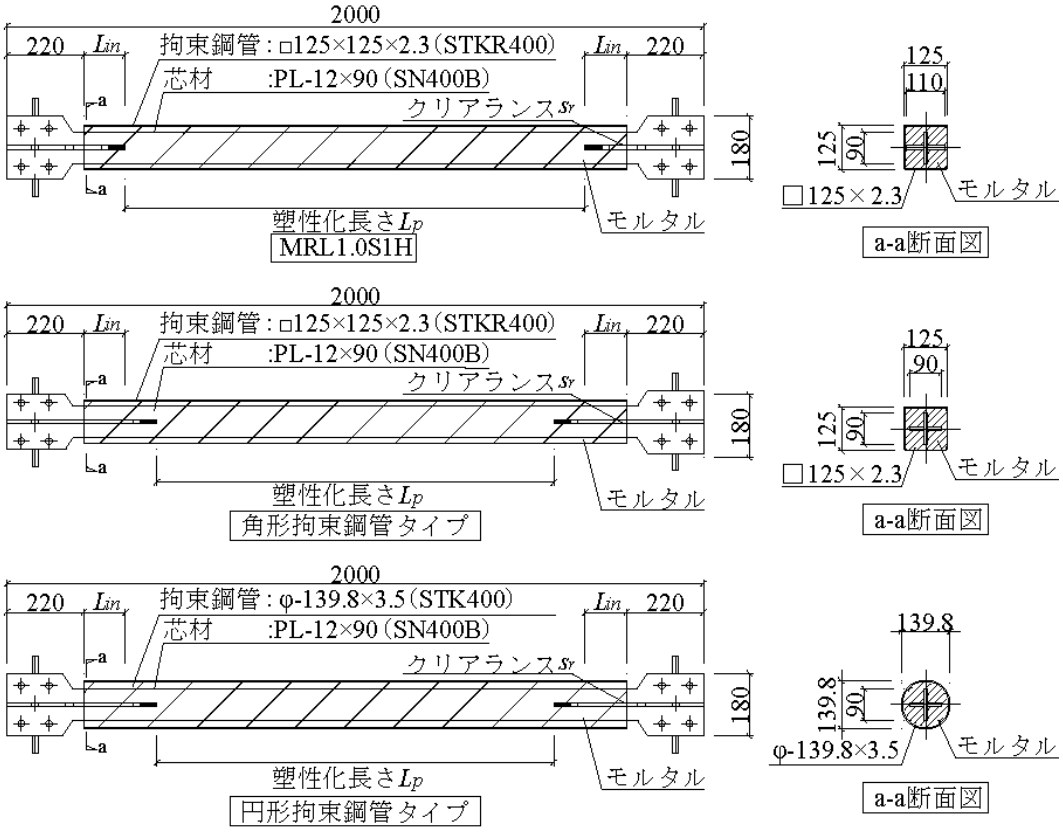
図 3.11　試験体名表記法



(a) 高剛性接合部



(b) 低剛性接合部



(c) 座屈拘束ブレース試験体

図 3.12　試験体詳細図

3.3.3 実験結果

各試験体の軸力－節点間変位関係を図 3.13 に示す。荷重は引張を正側，圧縮を負側とする。写真 3.2，3.3 に載荷後の試験体例を示す。以下に各試験体の履歴性状を列記する。

(a) MRL1.0S1H(図 3.13(a))

高剛性接合部を持つ本試験体は, 芯材軸歪 3.5%－6 サイクル目まで安定した履歴性状を発揮した後，芯材の疲労破断が生じた。全試験体中最も安定した履歴性状を示した試験体となった。

(b) MRL2.0S1(図 3.13(b))

芯材軸歪 3%－11 サイクル目まで安定した履歴性状を発揮した。その後 12 サイクル目で上部の拘束材端部において，モルタルが剥離・脱落したため構面外座屈が生じた。低剛性接合部を持つ全試験体中最も安定した履歴性状を示した試験体となった。

(c) MRL2.0S2(図 3.13(c))

芯材軸歪 3%－1 サイクル目まで安定した履歴性状を発揮したが，その後 2 サイクル目で下部拘束材端部において構面外座屈が起きた。MRL2.0S1 の試験体に比べ端部クリアランスが 2mm であり，クリアランスによる差が機構安定性に影響していることがわかる。

(d) MCL2.0S2(図 3.13(d))

芯材降伏軸力後も芯材軸歪 1.0%－3 サイクル目までは安定した履歴性状を発揮した。その後 2.0%で上部芯材突出部において構面外座屈が起きた。拘束材端部の曲げモーメント伝達能力を向上させても芯材突出部で曲げ耐力は頭打ちになることが確認された。

(e) MRL1.0S1(図 3.13(e))

芯材塑性化後も芯材軸歪 0.5%までは安定した履歴性状を発揮したが，1.0%－2 サイクル目で上部拘束材端部において構面外座屈が生じた。貫入長比 2.0 に比べ早期に座屈を起こしたことから機構安定性に貫入長比が大きく影響していることが確認できる。

(f) MRL1.0S2(図 3.13(f))

芯材軸歪 0.5%－1 サイクル目で下部補強リブ端部において構面外座屈が生じた。MRL1.0S1 に比べ面外安定性が低く MRL2.0S2 と同様にクリアランスによる差が機構安定性に大きく影響していることが確認できる。

本形式の BRB は構面外不安定とならない状態では芯材軸歪 3.0%(軸変位 40mm)程度まで安定した履歴性状を示すものであるが, 強制面外変形を受けた状態でこれと同等の性能を発揮できた試験体は高剛性接合部を有する MRL1.0S1H と，角形鋼管の貫入長比 2.0 の MRL2.0S1 のみであった。残りの試験体は拘束材端部において面外座屈を起こし不安定となった。以上のように，面外変形を受ける BRB の機構安定性には接合部剛性ならびに貫入長比と端部クリアランスが大きく影響していることが確認された。

写真 3.2　載荷後(MRL2.0S2)

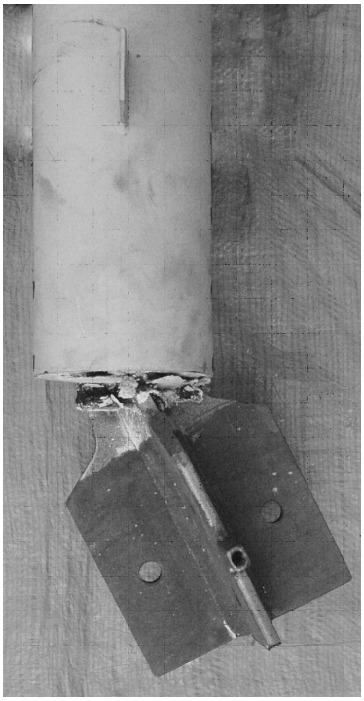
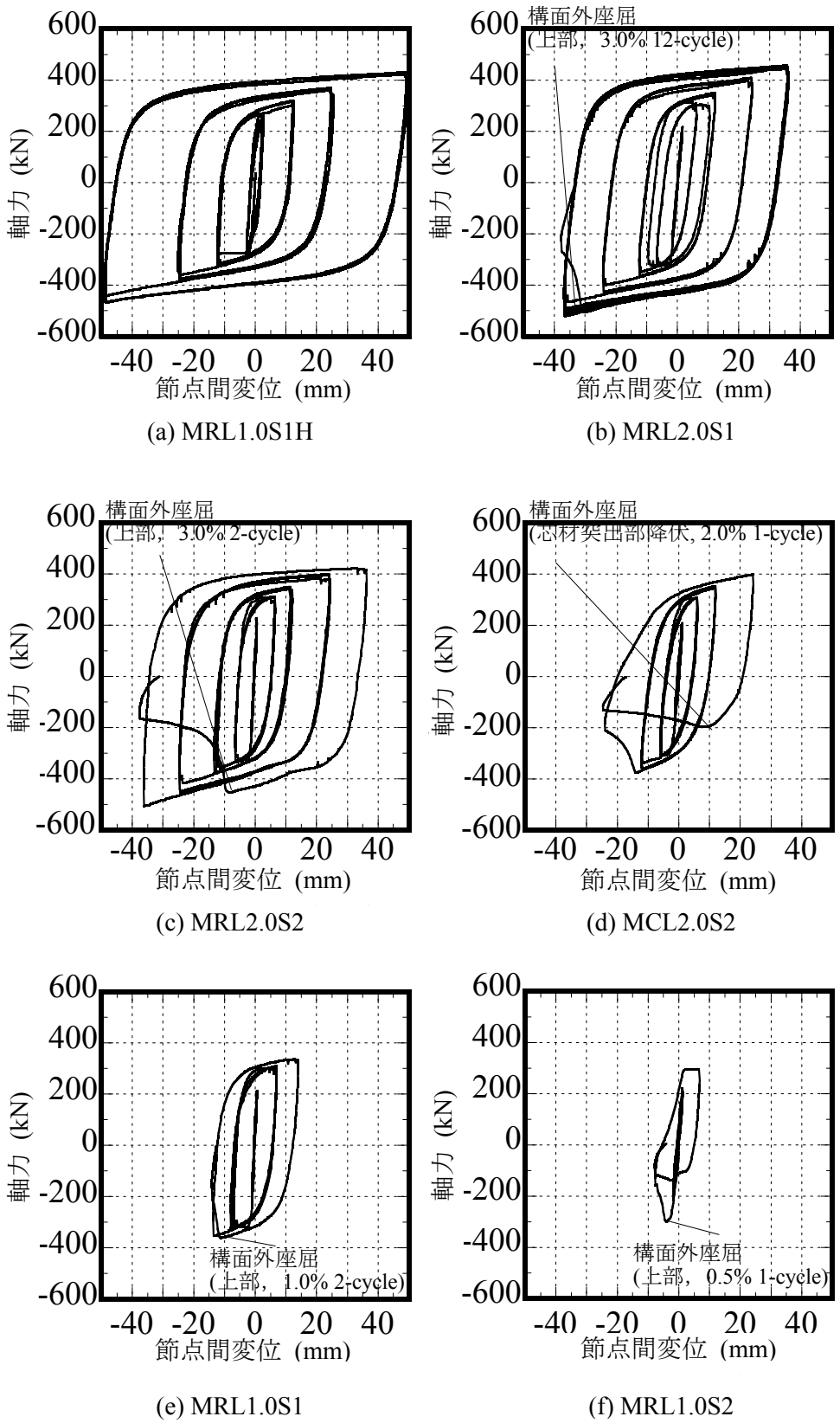


写真 3.3　載荷後(MCL2.0S2)



(a) MRL1.0S1H　(b) MRL2.0S1

(c) MRL2.0S2　(d) MCL2.0S2

(e) MRL1.0S1　(f) MRL1.0S2

図 3.13　軸力－節点間変位関係

3.4　提案安定条件式の妥当性の検証

本節では，前節で得られた実験結果と式(3.44)より得られる検定値の検討を行う。3.2節で誘導した安定条件式(3.44)の検討を行うためには，接合部を含めたBRBの弾性座屈荷重N_{cr}^{B}および拘束材端部の終局曲げ耐力M_{p}^{r}を評価する必要がある。ここではN_{cr}^{B}は付録3.3の近似式，M_{p}^{r}は竹内・松井ら[3.4)]の提案式(付録3.4)により算定する。算定したM_{p}^{r}を表3.3に示す。また，接合部が弾性の場合，式(3.44)より安定限界軸力は次式で表現することができる。

$$N_{lim1}=\frac{(M_{p}^{r}-M_{0}^{r})/a_{r}+N_{cr}^{r}}{(M_{p}^{r}-M_{0}^{r})/(a_{r}N_{cr}^{B})+1}>N_{cu} \tag{3.46}$$

先述したように，N_{cr}^{r}は拘束材端部が回転ピンの場合の座屈荷重であり，弾塑性範囲を考慮し次式で示される等価細長比λ_{r}を許容圧縮応力度式[3.7)]に適用し求める。

$$\lambda_{r}=\frac{2\xi' L_{0}}{i_{c}}\cdot\sqrt{\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+24/\pi^{2}}{(1-2\xi'){}_{\xi}\kappa_{Rg}}} \tag{3.47}$$

ここに，i_{c}は接合部の断面二次半径である。式(3.47)において，塑性ヒンジは図3.3(b)に示すように芯材の補強リブ端部に形成される場合があるので，ξのかわりにξ'を用いている。同様に図3.8に示すように接合部端部に塑性ヒンジが形成される場合は，安定限界軸力は次式で表現することができる。

$$N_{lim2}=\frac{\left[(1-2\xi)M_{p}^{g}+M_{p}^{r}-2M_{0}^{r}\right]/a_{r}}{\left[(1-2\xi)M_{p}^{g}+M_{p}^{r}-2M_{0}^{r}\right]/(a_{r}N_{cr}^{B})+1}>N_{cu} \tag{3.48}$$

式(3.46)と式(3.48)の内小さい方が安定限界軸力N_{lim}となる。表3.4にこれらの式により算定した安定限界軸力と実験により得られた最大軸力を併せて示す。この表からわかるように試験体MRL1.0S1HとMRL2.0S1のみ，算定した安定限界軸力が推定芯材最大軸力N_{cu}(芯材降伏軸力の 1.5 倍)を超えており，安定限界軸力が推定芯材最大軸力よりも小さい他の試験体は全体安定条件を満たしていないことがわかる。図 3.14 に実験より得られた軸力-面外変位と式(3.4)および式(3.43)による軸力-面外変位の関係を併せて

示す。なお図 3.14 中において，「突出部」は図 3.3 の芯材突出部が，「貫入部」は図 3.3 の芯材貫入部が塑性化した場合について，「1」および「2」はそれぞれ図 3.6(b)および図 3.8 の崩壊メカニズムを用いて崩壊時軸力を算定した値を示している。白丸で表される安定限界軸力を超えると，式(3.43)に沿って耐力低下しながら構面外変位が増大していく様子がわかる。図 3.15 に式(3.46), (3.48)により得られる安定限界軸力 N_{lim} と実験より得られた最大軸力 N_{lim}^{exp} との比較を示す。多少のばらつきはあるものの，提案式による値と実験結果は概ね対応を示しており，提案した安定条件式は適切な安全率を設定すれば実務的にも適用可能と考えられる。

表 3.3　拘束材端部の終局曲げ耐力

試験体	芯材突出部 降伏曲げ モーメント $M_p{}^{r\text{-}neck}$(kNm)	芯材貫入部 降伏曲げ モーメント $M_p{}^{r\text{-}rest}$(kNm)	$M_p{}^{r}$ (kNm)
MRL1.0S1H	2.46	2.97	2.46
MRL2.0S1	5.50	8.38	5.50
MRL2.0S2	6.56	8.56	6.56
MCL2.0S2	6.50	35.68	6.50
MRL1.0S1	6.78	4.28	4.28
MRL1.0S2	6.78	4.28	4.28

表 3.4　安定条件式と実験結果との比較

試験体	$N_{cr}{}^{B}$ (kN)	a_r (mm)	$N_{cr}{}^{r}$ (kN)	N_{cu} (kN)	$M_0{}^{r}$ (kNm)	安定限界軸力(kN)			判定	実験結果	
						N_{lim1} (式(3.46))	N_{lim2} (式(3.48))	N_{lim}	$N_{lim} > N_{cu}$	塑性崩壊時サイクル	崩壊時軸力 $N_{lim}{}^{exp}$ (kN)
MRL1.0S1H	1880	11.4	695	431	0.00	818	1390	818	OK	No collapse	(452)*1
MRL2.0S1	1158	6.80	82	432	0.09	520	520	520	OK	3.0%-12cycle	535
MRL2.0S2	1158	12.4	82	432	0.00	419	410	410	NG	3.0%- 2cycle	507
MCL2.0S2	1389	12.4	82	437	0.00	440	432	432	NG	1.0%- 2cycle	375
MRL1.0S1	1158	11.4	111	432	0.00	367	345	345	NG	0.5%- 1cycle	362
MRL1.0S2	1158	21.7	111	432	0.00	264	217	217	NG	0.5%- 1cycle	300

注 1）：MRL1.0S1H は実験時にて不安定になっていないため（　）内に実験時最大軸力を示す

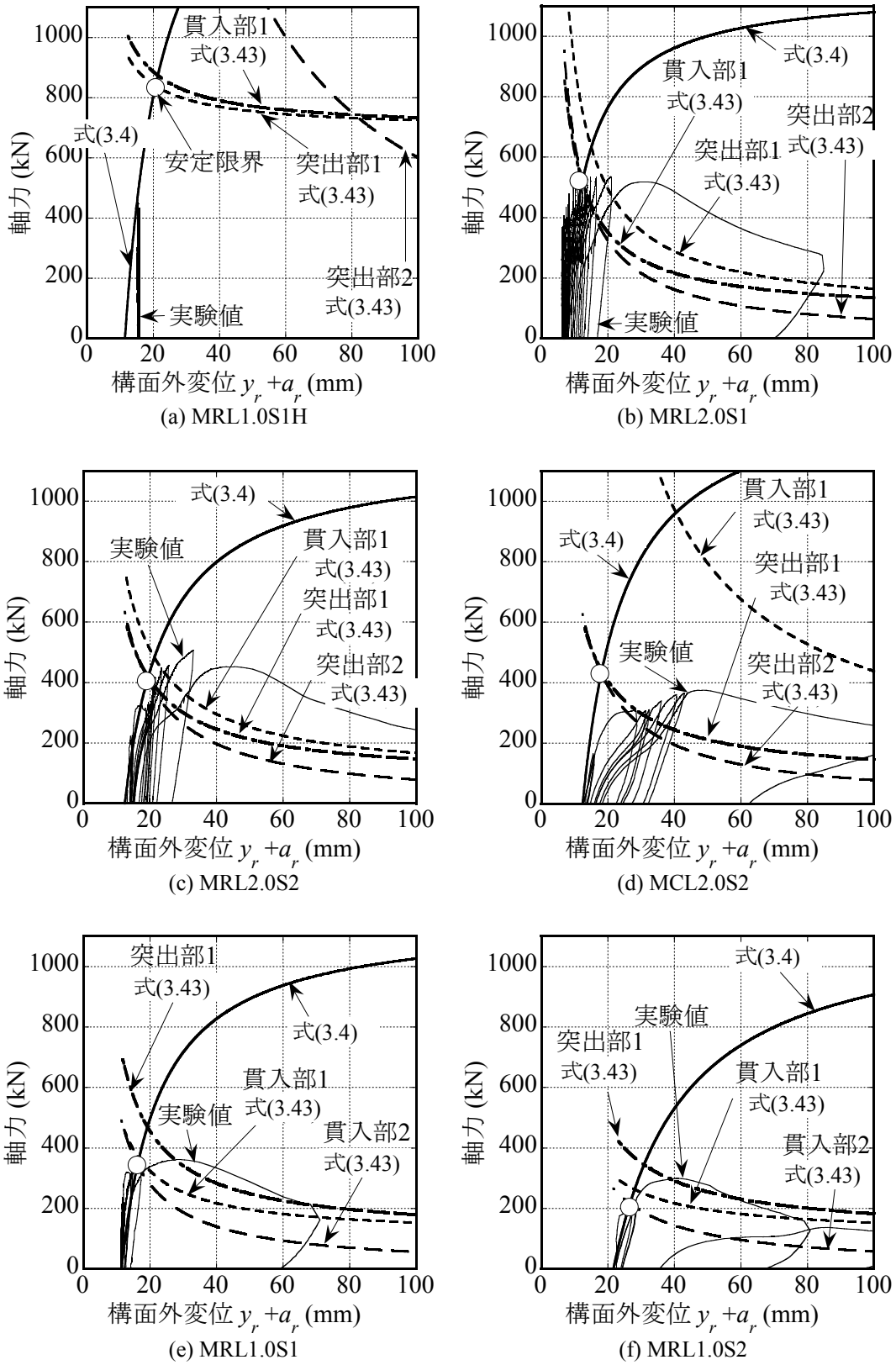


図 3.14　実験値と提案式の比較(軸力－面外変位関係)

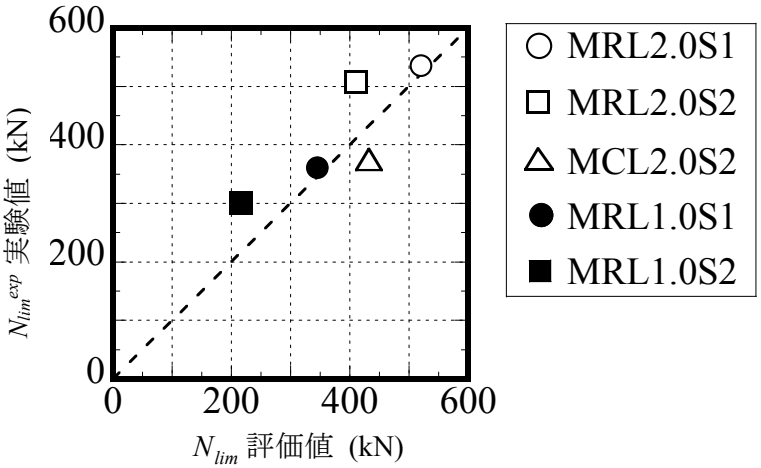


図 3.15　実験値と提案式の比較(崩壊時軸力)

3.5 結

本章では，接合部を考慮した座屈拘束ブレースの機構安定条件式を提案し，強制面外変形を伴う繰返し載荷実験によりその妥当性を確認した。以下に得られた知見を示す。

1) 接合部を含めた座屈拘束ブレースの全体安定条件を，接合部端部に回転ばね，拘束材端部に塑性ヒンジを有する簡易な線材モデルで評価し，構面外機構不安定を防止する安定条件式を誘導した。これらの条件式は鋼構造座屈設計指針(2009)で述べられている 2 つの設計思想にも対応する。

2) 繰返し載荷実験により，低剛性接合部で芯材補強部の拘束鋼管内への貫入長が短く，端部クリアランスが大きい場合，安定した履歴性状を発揮する以前に機構不安定となるが，貫入長が長く，クリアランスが小さい場合には安定した履歴性状を発揮することが確認された。このことは，低剛性接合部を有する座屈拘束ブレースの機構安定性にとって拘束材端部での曲げモーメント伝達能力が大きな要素であることを示している。また，高剛性接合部を有する場合，貫入長が短い場合でも安定した履歴性状を発揮することが確認された。

3) 提案した座屈拘束ブレースの構面外安定条件式は拘束材端部の曲げモーメント伝達能力の影響や様々な接合部剛性に対応でき，実験結果との比較により概ねその妥当性が確認できた。

第 3 章の付録

付録 3.1

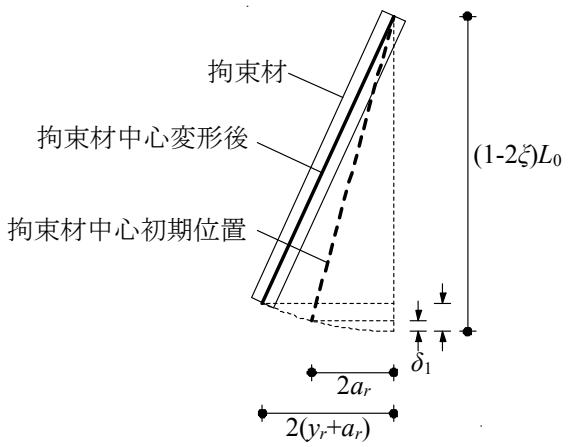
式(3.15)の誘導を以下に示す。図 3.3(b)における逆対称崩壊モードでは，付図 3.1 に示す拘束材の回転に応じ，式(3.9)の値に加え式(付 3.1.1)の軸変形を生じる。

$$
\begin{aligned}
&\delta_2-\delta_1\\
&=\sqrt{\left\{(1-2\xi)L_0\right\}^2-\left\{2(a_r+y_r)\right\}^2}-\sqrt{\left\{(1-2\xi)L_0\right\}^2-\left\{2a_r\right\}^2}\\
&=(1-2\xi)L_0\left\{\sqrt{1-\left\{\frac{2(a_r+y_r)}{(1-2\xi)L_0}\right\}^2}-\sqrt{1-\left\{\frac{2a_r}{(1-2\xi)L_0}\right\}^2}\right\}\\
&\approx(1-2\xi)L_0\left\{1-\frac{1}{2}\left\{\frac{2(a_r+y_r)}{(1-2\xi)L_0}\right\}^2-1+\frac{1}{2}\left\{\frac{2a_r}{(1-2\xi)L_0}\right\}^2\right\}\\
&=\frac{2\left(y_r^2+2a_ry_r\right)}{(1-2\xi)L_0}
\end{aligned}
\tag{付 3.1.1}
$$

これより，逆対称崩壊モードにおける BRB 両端の節点間変位 Δu_g を式(付 3.1.2)より評価する。

$$
\begin{aligned}
&\Delta u_g\\
&=2\cdot\frac{1}{2}\int_0^{\xi L_0}\left[\left(\frac{dy}{dx}\right)^2-\left(\frac{a_r}{\xi L_0}\right)^2\right]dx-(\delta_2-\delta_1)\\
&=\frac{\pi^2}{8\xi L_0}\left(y_r^2+\frac{16a_ry_r}{\pi^2}\right)+\frac{2\left(y_r^2+2a_ry_r\right)}{(1-2\xi)L_0}
\end{aligned}
\tag{付 3.1.2}
$$

ここで，$\pi^2/8\approx1$ とし，軸力 N を乗じることにより式(3.15)の外部仕事 T を得る。



付図 3.1　拘束材の回転

付録 3.2

式(3.24)の近似は，${}_{\xi}\kappa_{Rg} = 0$ と ${}_{\xi}\kappa_{Rg} \to \infty$の場合における BRB 両端の節点間変位を補間する形で表現している。以下に，導出方法を示す。

図 3.6 で示した接合部の構面外変位 y_r を，接合部の弾性変位 y_{re} および回転ばねによる変位 y_{rs} の和とし，式(付 3.2.1)より表現する。

$$y_r = y_{re} + y_{rs} \tag{付 3.2.1}$$

接合部の弾性変位 y_{re} による BRB 両端の節点間変位は，式(3.9)より式(付 3.2.2)で表される。

$$\Delta u_{re} = \frac{\pi^2 y_{re}^2}{8\xi L_0} + \frac{2a_r y_{re}}{\xi L_0} \tag{付 3.2.2}$$

回転ばねによる変位 y_{rs} は式(付 3.2.3)となる。

$$\Delta u_{rs} = \frac{y_{rs}^2 + 2a_r y_{rs}}{\xi L_0} \tag{付 3.2.3}$$

これより，BRB 両端の節点間変位 Δu_g を，式(付 3.2.2)および(付 3.2.3)の和として，式(付 3.2.4)より評価する。

$$\Delta u_g = \Delta u_{re} + \Delta u_{rs} \tag{付 3.2.4}$$

一方，接合部端部の構面外方向に作用する力を P を y_{re} および y_{rs} より以下のように表現する。

$$P=\frac{3\gamma_J EI_B}{(\xi L_0)^3}y_{re}=\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}\gamma_J EI_B}{(\xi L_0)^3}y_{rs} \tag{付 3.2.5}$$

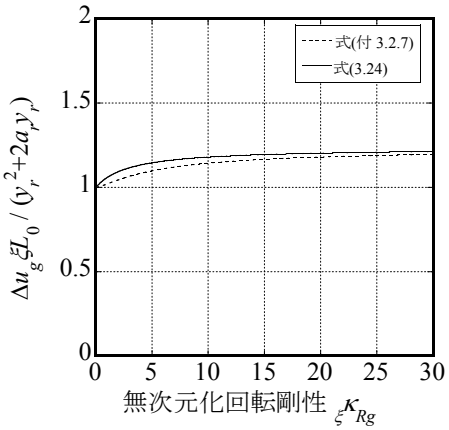
式(付 3.2.2)，(付 3.2.3)，(付 3.2.4)および(付 3.2.5)より，BRB 両端の節点間変位 Δu_g は式(付 3.2.6)となる。

$$\begin{aligned}\Delta u_g &= \frac{\pi^2 y_{re}^2}{8\xi L_0}+\frac{2a_r y_{re}}{\xi L_0}+\frac{y_{rs}^2+2a_r y_{rs}}{\xi L_0}\\ &=\frac{1}{\xi L_0}\left\{\left(\frac{\pi^2}{8}y_{re}^2+y_{rs}^2\right)+2a_r\left(y_{re}+y_{rs}\right)\right\}\\ &=\frac{1}{\xi L_0}\left\{\left(\frac{\pi^2}{8}\left(\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3}\right)^2+\left(\frac{3}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3}\right)^2\right)y_r^2\right.\\ &=\frac{1}{\xi L_0}\left\{\left(\frac{\pi^2{}_{\xi}\kappa_{Rg}^2+72}{8\left({}_{\xi}\kappa_{Rg}+3\right)^2}\right)y_r^2+2a_r y_r\left(\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3}+\frac{3}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3}\right)\right\}\\ &=\frac{1}{\xi L_0}\left\{\left(\frac{\left({}_{\xi}\kappa_{Rg}+3\right)\pi^2{}_{\xi}\kappa_{Rg}^2+\left({}_{\xi}\kappa_{Rg}+3\right)24-\left(3\pi^2+24\right){}_{\xi}\kappa_{Rg}}{8\left({}_{\xi}\kappa_{Rg}+3\right)^2}\right)y_r^2\right.\\ &\left.+2a_r y_r\left(\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3}+\frac{3}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3}\right)\right\}\end{aligned} \tag{付 3.2.6}$$

$\pi^2/8\approx 1$ とし，式(付 3.2.6)を式(付 3.2.7)のように近似する。

$$\Delta u_g \approx \frac{y_r^2+2a_r y_r}{\xi L_0}\left(\frac{\pi^2}{8}\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3}+\frac{3}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+3}\right)-\frac{\left(3\pi^2+24\right){}_{\xi}\kappa_{Rg}}{8\xi L_0\left({}_{\xi}\kappa_{Rg}+3\right)^2}y_r^2 \tag{付 3.2.7}$$

さらに，式(付 3.2.7)中の第 2 項を 0 とみなし，式(3.24)を得る。例として，y_r=2mm, a_r=10mm, ξL_0=300mm と仮定し，この場合における軸変形-無次元化回転剛性関係を付図 3.2 に示す。式(3.24)は，式(付 3.2.7)の最大値を覆うように補間していることがわかる。式(3.30),(3.37)は式(3.24)にそれぞれ拘束材の回転による軸変位 $2(y_r^2+2a_r y_r)/(1-2\xi)L_0$, その 1/2 倍の $(y_r^2+2a_r y_r)/(1-2\xi)L_0$ を加えることで得られる。



付図 3.2　式(付 3.2.7)と式(3.24)の比較

付録 3.3

接合部を含む BRB の弾性座屈荷重値 N_{cr}^{B} は固有値解析等により求められるが，$\gamma_J \approx 1$ のときは次式で近似できることが知られている[3.8)]。本試験体では γ_J が約 2 程度であり，安全側の評価として下式を利用する。

$$N_{cr}^{B} = \frac{4\pi^2 EI_B}{L_0^{\,2}} \cdot \frac{{}_L\kappa_{Rg}^2 + 10\,{}_L\kappa_{Rg} + 16}{{}_L\kappa_{Rg}^2 + 14\,{}_L\kappa_{Rg} + 64} \qquad \text{(付 3.2.1)}$$

ここに，$_L\kappa_{Rg}$:無次元化回転ばね剛性比(材全体)= $K_{Rg}L_0 / EI_B$ である。

なお，初期不整付き圧縮材の軸力-面外変位関係を求めるにあたっては芯材の塑性化に伴う曲げ剛性の変化をどう評価するかが問題となるが，本稿では芯材の曲げ剛性が拘束材の曲げ剛性に比べて小さい形式を対象とし，座屈荷重の評価には拘束材の曲げ剛性 EI_B を用いることとしている。また，既往の実験[3.9)]では載荷中に座屈モードがより低位のものに移行する現象も報告されていることから，本稿の実験結果の評価にあたっては，上式の対称モード座屈荷重を接合部を含む BRB の弾性座屈荷重値として採用した。

付録 3.4

表 3.3 における各値については，文献 5)を参照し以下の式(付 3.4.1)~(付 3.4.9)を用いて算出している。なお，図 3.14 では式(付 3.4.2)の芯材貫入部曲げ耐力 M_p^{r-rest}，および式(付 3.4.3)の芯材突出部(十字部)曲げ耐力 M_p^{r-neck} の両方を示している。

$$M_p^r = \min\left\{M_p^{r-rest}, M_p^{r-neck}\right\} \tag{付 3.4.1}$$

芯材貫入部の曲げ耐力

$$M_p^{r-rest} = \begin{cases} \min\left\{\alpha_p^r Z_{rp}\sigma_{ry}, \alpha_p^r\left[K_{Rr1}\theta_{y1}' + K_{R2}\left(\theta_{y2} - \theta_{y1}'\right)\right]\right\} & \left(\text{角形拘束鋼管}\right) \\ \min\left\{Z_{rp}\sigma_{ry}, K_{Rr1}\theta_y\right\} & \left(\text{円形拘束鋼管}\right) \end{cases}$$

$$\alpha_p^r = 4.5 - 1.5\left(L_{in}/B_c\right) \quad \left(0.5 \le L_{in}/B_c \le 2\right) \tag{付 3.4.2}$$

芯材突出部(十字部)曲げ耐力(軸力考慮)

$$M_p^{r-neck} = \left\{1 - \left(\frac{N_{cu} - N_{wy}^c}{N_u^c - N_{wy}^c}\right)^2\right\} Z_{cp}\sigma_{cy} \tag{付 3.4.3}$$

$$K_{Rr1} = \begin{cases} \dfrac{EB_r t_r^3 L_{in}^3}{3\left(2B_r a_s^3 - 3a_s^4\right)} & \left(\text{角形拘束鋼管}\right) \\ \dfrac{2\sigma_{ry} t_r L_{in}^3}{3\sqrt{a_s^2 + \delta_y^2}} \dfrac{\delta_y}{\delta_y - \delta_0} & \left(\text{円形拘束鋼管}\right) \end{cases} \tag{付 3.4.4}$$

$$K_{Rr2} = 0.11\sigma_{ry} B_r^3 \left(\frac{L_{in}}{B_c}\right)^3 \qquad \left(\text{角形拘束鋼管}\right) \tag{付 3.4.5}$$

$$\delta_y = \sqrt{\left(\frac{\pi B_r \sigma_{ry}}{4E} + \frac{B_r}{2}\mathrm{Cos}^{-1}\left(\frac{B_r - 2a_s}{B_r - 2t_r}\right)\right)^2 - a_s^2} \tag{付 3.4.6}$$

$$\theta_{y1}' = 1.64 \times 10^{-3}\left(\frac{\sigma_{ry}}{E}\right)\left(\frac{B_r}{t_r}\right)\left(\frac{B_c}{L_{in}}\right) \tag{付 3.4.7}$$

$$\theta_{y2} = \frac{B_r}{L_{in}}\sqrt{\left(\frac{\sigma_{ry}}{2E}\right)^2 + \left(\frac{a_s \sigma_{ry}}{B_r E}\right)} \tag{付 3.4.8}$$

$$\theta_y = \frac{\delta_y}{L_{in}} \tag{付 3.4.9}$$

ここで

A_c： 芯材補強部(十字部)の断面積

A_{cw}： 芯材補強部(十字部)ウェブの断面積

a_s： 芯材から拘束材への伝達せん断力の作用位置から拘束材縁までの長さ

$$= \frac{B_r - B_c}{4}$$

B_c： 芯材幅

B_r： 拘束鋼管幅

E： ヤング係数

K_{Rr1}： 拘束材端部の初期回転剛性

K_{Rr2}： 拘束材端部の 2 次回転剛性

L_{in}： 芯材補強部の貫入長

N_y^c： 芯材補強部(十字部)の降伏軸力

N_u^c： 芯材補強部(十字部)の終局耐力 Acσcu

N_{wy}^c： 芯材補強部(十字部)ウェブの降伏軸力

N_{wu}^c： 芯材補強部(十字部)ウェブの終局耐力 Acwσcu

t_c： 芯材厚

t_r： 拘束鋼管厚

Z_{cy}： 芯材補強部(十字部)の断面係数

Z_{cp}： 芯材補強部(十字部)の塑性断面係数

Z_{rp}： 拘束鋼管の塑性断面係数

δ_y： 円形拘束鋼管の場合の拘束材端部の降伏時軸直交方向変形

δ_0： 円形拘束鋼管の場合の伝達せん断力作用位置の軸直交方向長さ

σ_{cy}： 芯材降伏応力

σcu： 芯材引張強さ

σ_{ry}： 拘束鋼管降伏応力

θ_{y1}'： 角形拘束鋼管の場合の見かけの降伏時における拘束材端部回転角

θ_{y2}： 角形拘束鋼管の場合の第 2 次降伏時における拘束材端部回転角

θ_y： 円形拘束鋼の場合の降伏時における拘束材端部回転角

第 3 章の参考文献

3.1) 日本建築学会：鋼構造座屈設計指針，2009.11

3.2) 井上一朗：鋼構造制振技術の現状と設計指針への期待　-鋼構造における制振とこれから-　②座屈拘束ブレースと接合部, 2006 年度日本建築学会大会(構造部門(鋼構造))パネルディスカッション資料，pp.8-17，2006.9

3.3) 木下智裕，聲高裕治，井上一朗，飯谷邦祐：接合部を含む座屈拘束ブレースの構面外座屈防止条件，日本建築学会構造系論文集，第 621 号，pp.141-148，2007.11

3.4) 竹内徹，松井良太，西本晃治，高橋聡史，大山翔也：拘束材端部回転剛性を考慮した座屈拘束ブレースの有効座屈長，日本建築学会構造系論文集，第 639 号，pp.925-934，2009.5

3.5) 藤本盛久：鉄骨の構造設計　全改定 2 版，技報堂出版，1982.6

3.6) 池田清宏，室田一雄：構造系の座屈と分岐，コロナ社，2001.11

3.7) 日本建築学会：鋼構造設計規準-許容応力設計法-，2005

3.8) 井上一朗，吹田啓一郎：建築鋼構造-その理論と設計-，鹿島出版社，2007

3.9) Chou, C. C., Chen, P. J.: Compressive behavior of central gusset plate connections for a buckling-restrained braced frame, Journal of Constructional Steel Research, No.65, 1138-1148, 2009

第 4 章　多様な形式の座屈拘束ブレースの機構安定条件

4.1 序

第 3 章において，座屈拘束ブレース(以降 BRB)の接合部剛性および拘束材端部の曲げ耐力を考慮した包括的な機構安定条件式を提案し，その妥当性をモルタル充填鋼管を補剛材とした BRB の繰返し載荷実験を通じて検証した。

BRB にはこのようなモルタル充填鋼管型 BRB 以外にも様々な座屈補剛形式のブレースが存在するが，前章で提案した機構安定条件式は，モルタル充填鋼管型 BRB 以外の様々な座屈補剛形式の BRB にも適用可能である。

様々な補剛形式の内，鋼モルタル板型 BRB については，構面外初期変形付き繰返し載荷実験により，提案した機構安定条件式の妥当性が確認されている [4.1)]。また，ピン接合された二重鋼管ブレースに関しては，安定条件に関する研究が精力的に行われている [4.2)~4.4)]。

本章では上記以外の座屈補剛形式であるダブルウェブ型の H 形鋼を拘束材に用いた BRB ならびにピン接合された二重鋼管型の BRB に対して構面外初期変形付き繰返し載荷実験を行い，その挙動を確認すると共に，前章で提案した機構安定条件式の適用性を検証する。

なお，本章における実験では，第 3 章に示した実験と同様に安全側の仮定として，BRB には地震時に構面外方向に 1/100 の層間変形角が生じることを想定し，層間変形角 1/100 相当の強制変形を構面外方向に与えた状態で材軸方向に正負交番繰返し載荷実験を行う。

4.2　検討する BRB の概要

BRB の座屈補剛形式としては,図 4.1 に示すように様々なものが実用化されている[4.5]。第 3 章で検討したものは，図 4.1(a)，(b)に示すような，芯鋼材と補剛鋼管との間にモルタルを充填したタイプの BRB であったが，本章では図 4.1(c)に示す二重鋼管型の BRB と図 4.1(d)に示すダブルウェブ H 形鋼を補剛材として用いた BRB について検討を行う。本章で扱う BRB は，両タイプとも芯鋼材と拘束材の間には一定厚の離間材(アンボンド材)があるのみで，モルタル等を介在せず，鋼材で直接補剛する形式の BRB である。

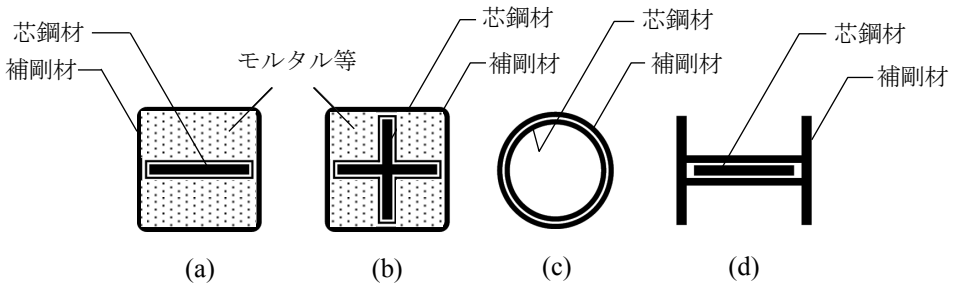


図 4.1　座屈拘束ブレースの座屈補剛形式例

二重鋼管型の BRB は，図 4.2 に示すように，軸力を伝達する「軸力管」（内側鋼管）と、軸力を伝達せず圧縮時の軸力管全体の座屈を拘束する「補剛管」（外側鋼管）で構成される[4.6]。接合方式には、ピン接合タイプと高力ボルト接合タイプの 2 種類があるが，本章では接合部にクレビスを用いたピン接合タイプを対象とする。

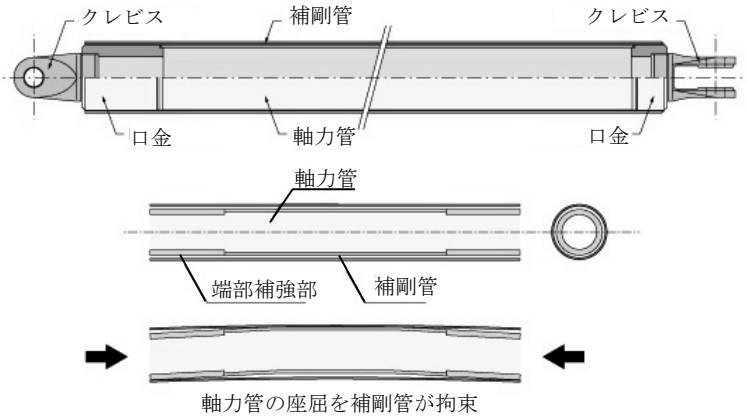


図 4.2　二重鋼管型 BRB の機構

ダブルウェブ H 形鋼を拘束材に用いた BRB は，図 4.3 に示すように，溶接により組立てられたダブルウェブ H 形鋼の 2 枚のウェブ間にプレート状の芯鋼材を挟み込み，H 形鋼材の剛性にて芯鋼材の座屈を拘束するタイプのものである[4.7)]。

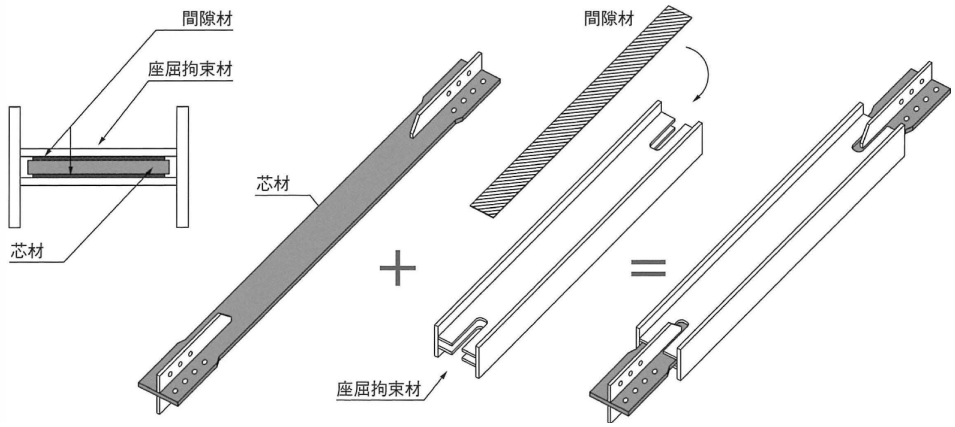


図 4.3　ダブルウェブ型 H 形鋼を拘束材に用いた BRB の機構

4.3　強制面外変形下の座屈拘束ブレース繰返し載荷実験

4.3.1　実験概要

本章では拘束材としてダブルウェブ型の H 形鋼を用いた BRB(HL シリーズ)とピン接合された二重鋼管型の BRB(D シリーズ)を対象とする。

片流れ配置された BRB が，地震時に構面外方向に 1/100 の層間変形角を受けることを想定し，層間変形角 1/100 相当の強制変形(約 15mm)を構面外方向に与えた状態で，HL シリーズは塑性化部長 L_p に対する等価軸歪として 0.1～3.0%，D シリーズはピン間の長さ(2296mm)に対する等軸価歪として 0.1～2.0%(塑性化部長 L_p に対する等価軸歪として 0.12～2.54%)の正負交番繰返し載荷実験を行う。

図 4.4，写真 4.1，4.2 に試験体のセットアップを，図 4.5 に載荷履歴を示す。

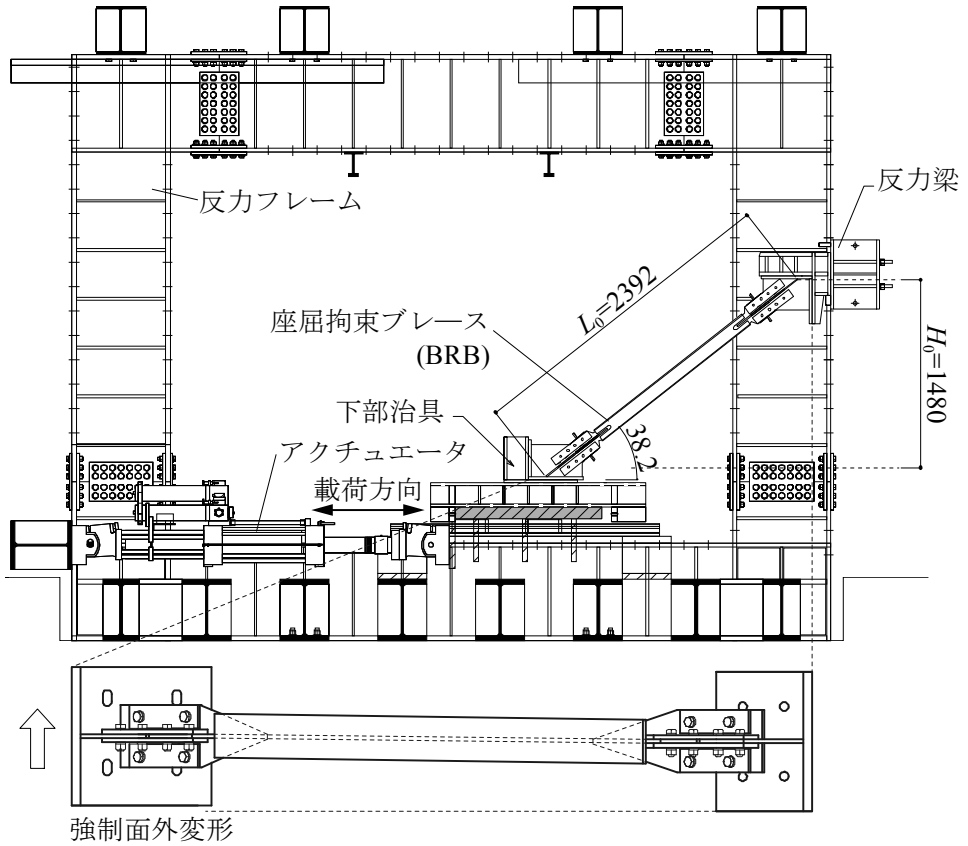


図 4.4　試験体セットアップ図

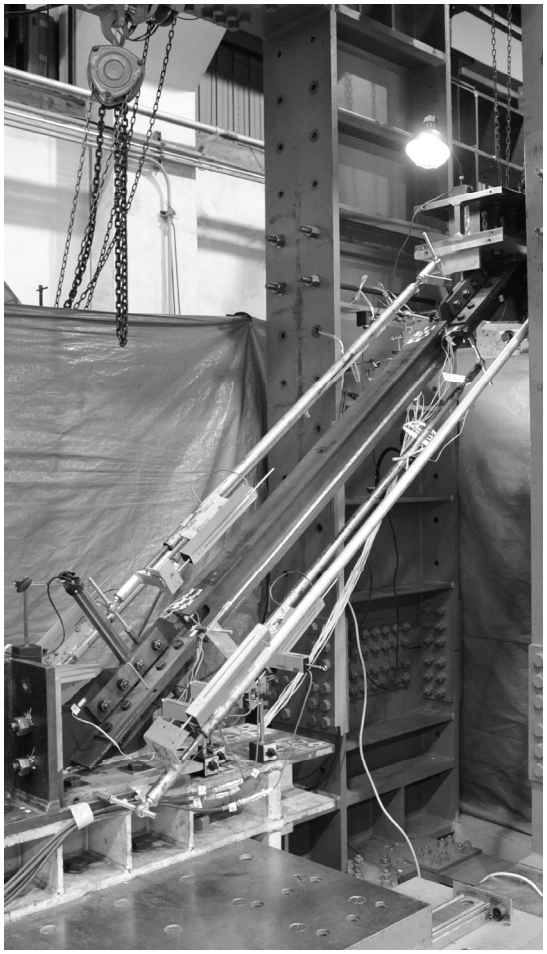


写真 4.1　HL シリーズ　セットアップ

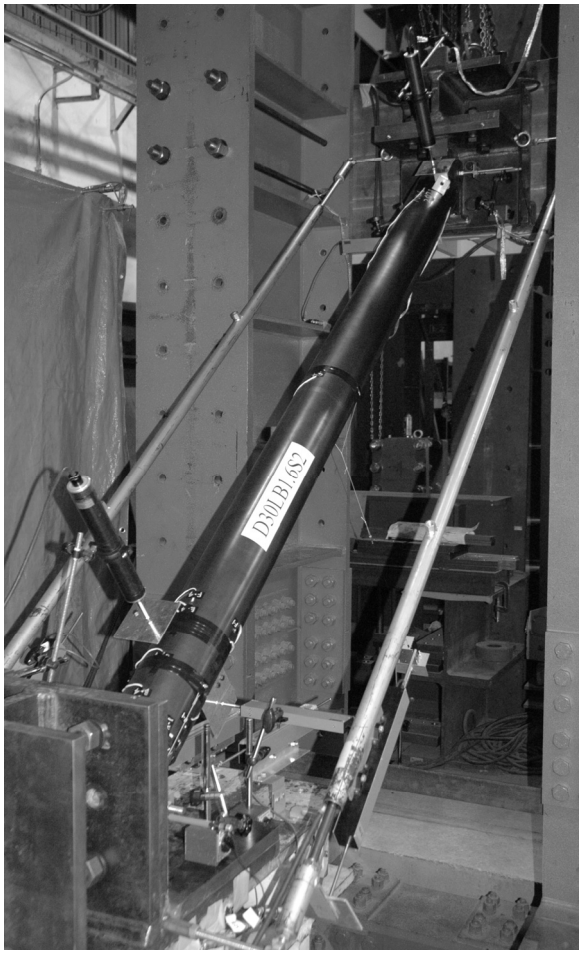
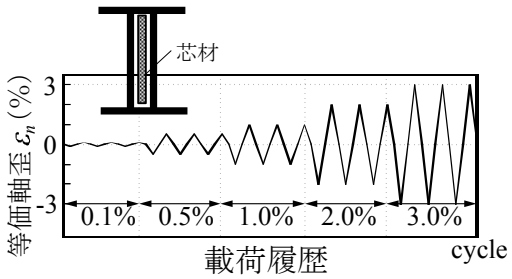
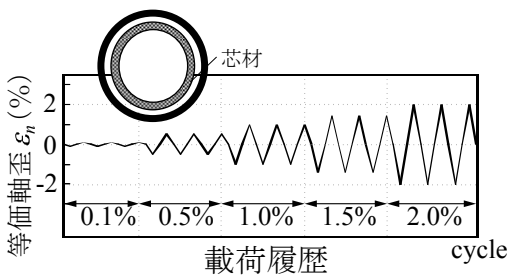


写真 4.2　D シリーズ　セットアップ



(a)　HL シリーズ



(b)　D シリーズ

図 4.5　載荷履歴

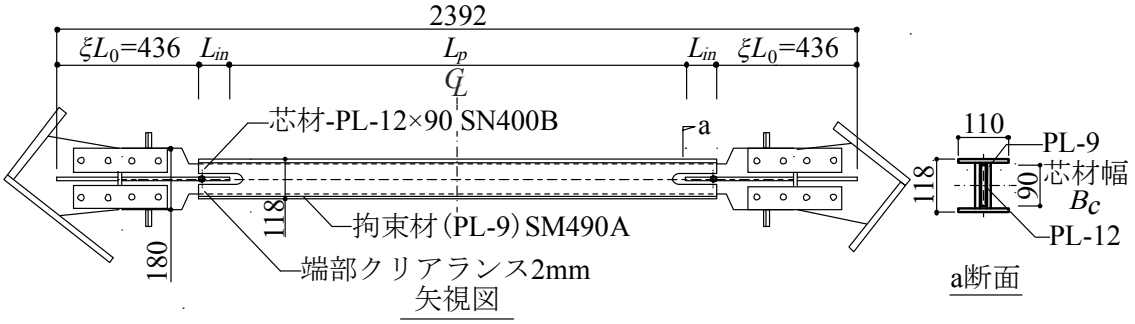
4.3.2 試験体概要

実験では対象とするBRBの1/2縮小モデルを試験体とする。図4.6に試験体詳細図，図4.7に拘束材端部詳細図，図4.8に接合部ガセットプレート詳細図，図4.9に試験体名称を示す。

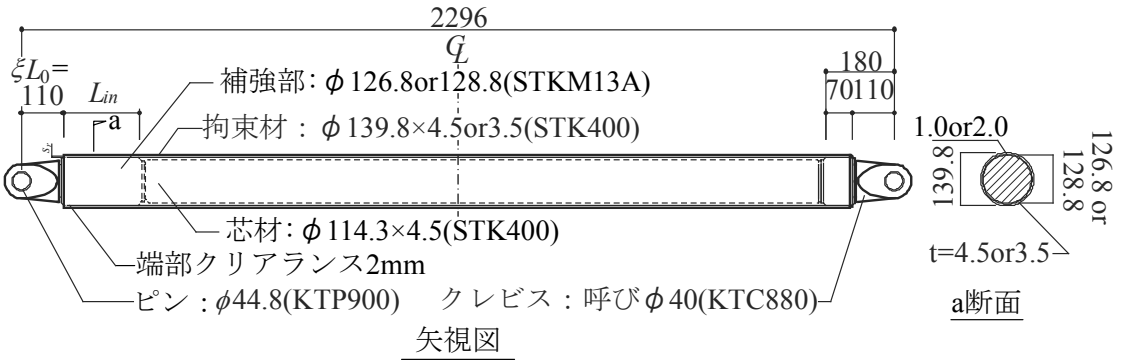
HLシリーズの試験体は，芯材－拘束材間のクリアランスを全て2mmに設定し，パラメータは貫入長比と接合部形式(接合部回転剛性)とした。貫入長比は芯材端部補強リブの貫入長 L_{in} を芯材幅 B_c で除した値とする。図4.8(a)～(c)に示すように，スチフナ等の面外補剛材の有無により，接合部面外剛性として低・中・高剛性の3種類を想定する。接合部曲げ剛性および回転剛性は文献4.8) に記載されるFEM解析結果を基に，本試験体のプロポーションに相当するように概算した。また，各接合部形式の接合部端部回転剛性 K_{Rg} は，第3章で定義した無次元化回転はね剛性比 ${}_{\xi}\kappa_{Rg}$ で評価する。

Dシリーズの試験体は，図4.8(d)に示すように構面内方向をピン支持とするクレビスタイプの接合部とし，面外補剛として補剛リブを設けている。パラメータは貫入長比，芯材補強部－拘束材間のクリアランスおよび拘束鋼管の径厚比とした。貫入長比は端部芯材補強部の貫入長 L_{in} を芯材径 B_c で除した値とする。

表4.1にHLシリーズおよびDシリーズの試験体諸元を示す。



(a) HLシリーズ



(b) Dシリーズ

図 4.6　試験体詳細図

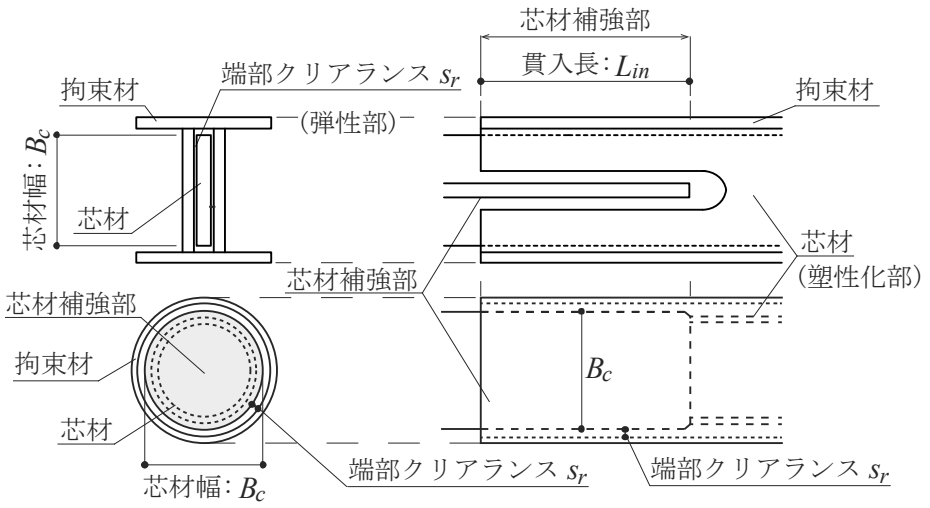
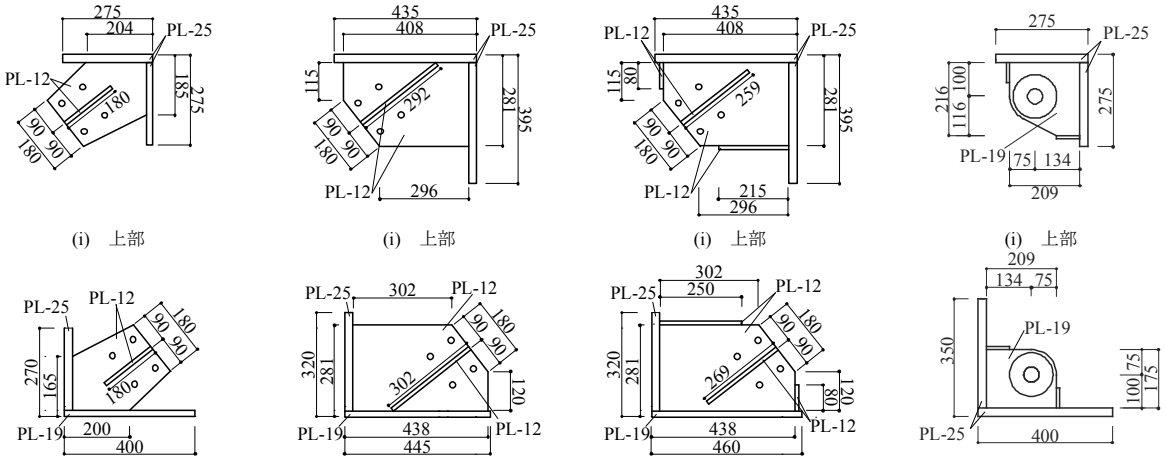


図 4.7　拘束材端部詳細図

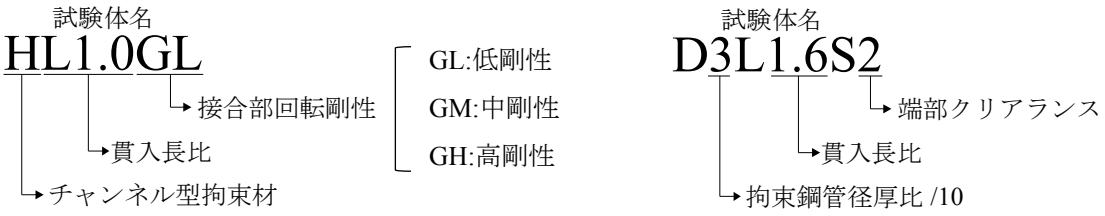


(i) 上部 (i) 上部 (i) 上部 (i) 上部

(ii) 下部 (ii) 下部 (ii) 下部 (ii) 下部

(a) 低剛性 (b) 中剛性 (c) 高剛性 (d) ピン

図 4.8 接合部ガセットプレート詳細図



(a) HL シリーズ (b) D シリーズ

図 4.9 試験体名称

表 4.1　試験体諸元

試験体	芯材断面積 A_c (mm^2)	芯材降伏応力度 σ_{cy} (N/mm^2)	拘束材曲げ剛性 EI_B (Nmm^2)	拘束材降伏応力度 σ_{ry} (N/mm^2)	接合部回転剛性 K_{Rg} (Nmm)	無次元化回転剛性比 $\xi\kappa_{Rg}$	接合部曲げ剛性 γEI_B (Nmm^2)	全長 L_0 (mm)	貫入長 L_{in} (mm)	塑性化部長 L_p (mm)	接合部長 ξL_0 (mm)	ξ	クリアランス s_r (mm)	芯材元たわみ a (mm)	偏心 e (mm)
HL1.0GH	1080	313	1.52×10^{12}	421	5.21×10^{9}	1.892	1.20×10^{12}	2392	90	1340	436	0.182	2.0	1.2	0.0
HL0.5GH	1080	313	1.52×10^{12}	421	5.21×10^{9}	1.892	1.20×10^{12}	2392	45	1430	436	0.182	2.0	1.2	0.0
HL2.0GM	1080	313	1.52×10^{12}	421	9.34×10^{8}	0.339	1.20×10^{12}	2392	180	1160	436	0.182	2.0	1.2	0.0
HL1.0GM	1080	313	1.52×10^{12}	421	9.34×10^{8}	0.339	1.20×10^{12}	2392	90	1340	436	0.182	2.0	1.2	0.0
HL0.5GM	1080	313	1.52×10^{12}	421	9.34×10^{8}	0.339	1.20×10^{12}	2392	45	1430	436	0.182	2.0	1.2	0.0
HL2.0GL	1080	313	1.52×10^{12}	421	8.26×10^{7}	0.030	1.20×10^{12}	2392	180	1160	436	0.182	2.0	1.2	0.0
D3L1.6S2	1552	340.4	8.98×10^{11}	331.4	0.00	0.00	2.74×10^{10}	2296	200	1806	110	0.048	2.0	1.1	0.0
D3L1.2S2	1552	340.4	8.98×10^{11}	331.4	0.00	0.00	2.74×10^{10}	2296	160	1846	110	0.048	2.0	1.1	0.0
D4L1.2S2	1552	340.4	7.14×10^{11}	323.9	0.00	0.00	2.74×10^{10}	2296	160	1846	110	0.048	2.0	1.1	0.0
D3L0.6S1	1552	340.4	8.98×10^{11}	331.4	0.00	0.00	2.74×10^{10}	2296	80	1926	110	0.048	1.0	1.1	0.0
D3L0.6S2	1552	340.4	8.98×10^{11}	331.4	0.00	0.00	2.74×10^{10}	2296	80	1926	110	0.048	2.0	1.1	0.0

4.3.3 実験結果

図 4.10，図 4.11 に実験の結果得られた各試験体の等価軸歪 ε_n －等価軸応力 σ_n 関係を示す。図 4.10 が HL シリーズ，図 4.11 が D シリーズの結果である。以下に各試験体の破壊性状を記述する。

(1)HL1.0GH 試験体(図 4.10(a))

等価軸歪 3.0%まで安定した履歴性状を示したが，3.0%載荷時に芯材が拘束材のフランジに近づくように変形していき，芯材補強リブが拘束材のウエブ部分と接触したため，等価軸応力が上昇する現象が生じた。これは，接触後に拘束材が軸力を負担したためと考えられる。その後 3.0%-7 サイクル目引張時に芯材破断に至った。

(2)HL0.5GH 試験体(図 4.10(b))

等価軸歪 3.0%まで安定した履歴性状を示し，3.0%-11 サイクル目引張時に芯材破断に至った。同じ貫入長比で中剛性の HL0.5GM と比べあまり性状の変化は見られず，中剛性と高剛性の接合部剛性の違いによる履歴性状の変化はあまり見られなかった。

(3)HL2.0GM 試験体(図 4.10(c))

等価軸歪 3.0%まで安定した履歴性状を示し，3.0%-13 サイクル目引張時に芯材破断に至った。

(4)HL1.0GM 試験体(図 4.10(d))

等価軸歪 3.0%まで安定した履歴性状を示し，3.0%-8 サイクル目引張時に芯材破断に至った。同じ中剛性の接合部を持つ HL2.0GM と比較し，貫入長比の差により破断に至るまでの繰返し回数に差が表れた。

(5)HL0.5GM 試験体(図 4.10(e))

等価軸歪 3.0%まで安定した履歴性状を示し 3.0%-9 サイクル目引張時に芯材破断に至った。貫入長比が最も小さな試験体であったが，HL1.0GM との履歴性状の大きな差はあまり見られなかった。

(6)HL2.0GL 試験体(図 4.10(f))

HL シリーズ中唯一，等価軸歪 2.0%－2 サイクル目圧縮時に拘束材端部で曲げヒンジ

が発生し，機構不安定となった。

HL シリーズにおいては, 接合部回転剛性が試験体中最も小さい低剛性の HL2.0GL のみが拘束材端部で曲げヒンジが発生し, 機構不安定となり, 他の試験体は等価軸歪 3.0%まで安定した履歴性状を発揮し，3.0%-7~13 サイクル目の引張時に芯材破断が生じた。結果的には低剛性の試験体のみが機構不安定となり, 接合部の面外回転剛性が機構安定性に大きく影響することを示す結果となった。また，中剛性以上の回転剛性を持つ試験体では貫入長比の違いによる履歴性状の変化はあまり見られなかった。次に二重鋼管について述べる。

(7)D3L1.6S2 試験体(図 4.11(a))

D シリーズ中唯一，等価軸歪 1.5%で引張状態から圧縮状態まで安定した履歴性状を示した。この時点では拘束材端部には変化が見られず，曲げモーメントが十分に伝達されているといえる。1.5%-3 サイクル目で若干の耐力低下が始まり，2.0%でそれが顕著となり，3.0%引張時に芯材破断に至った。

(8)D3L1.2S2 試験体(図 4.11(b))

1.5%-2 サイクルで芯材の局部座屈により耐力低下を起こし, 3 サイクルで急激に耐力が低下し，その後の引張において芯材破断に至った。D3L1.6S2 と同様に拘束材端部に変化は見られず，端部性状に違いは確認されなかった。

(9)D4L1.2S2 試験体(図 4.11(c))

1.5%-2 サイクルで芯材の局部座屈により耐力低下を起こした。拘束材端部における径厚比の違いは確認できず，D3L1.6S2 と同様に端部性状の違いは確認されなかった。

(10)D3L0.6S1 試験体(図 4.11(d))

1.5%-2 サイクルで芯材の局部座屈により耐力低下を起こした。貫入長比が最も小さな試験体であったが，拘束材端部において変化は確認されなかった。

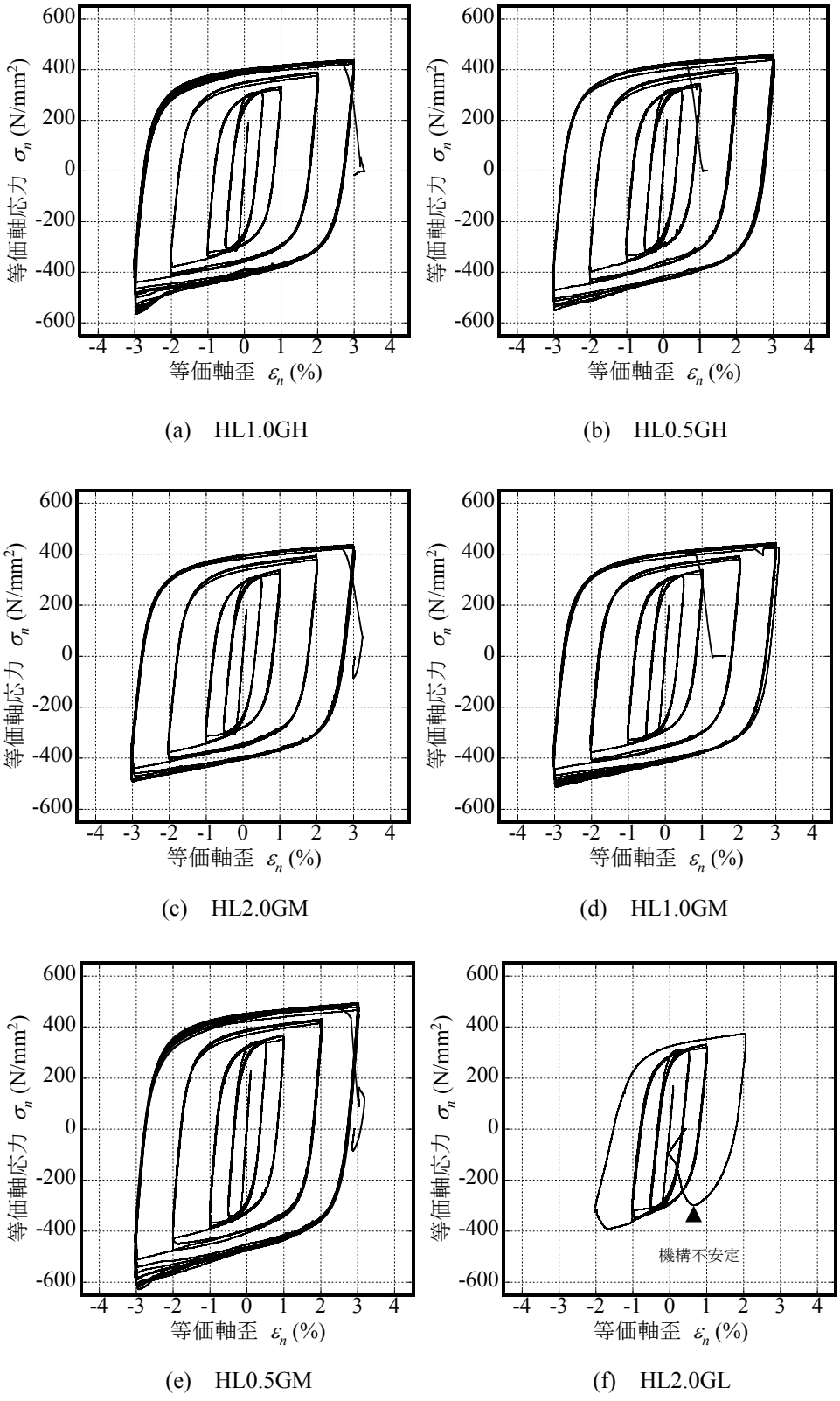
(11)D3L0.6S2 試験体(図 4.11(e))

1.5%-2 サイクルで面内回転角が増大し，面内座屈を起こし耐力低下した。3 サイクルでさらに変形が進展した。D3L0.6S1 と比較し，クリアランスによる違いが顕著に表れた試験体となった。

D シリーズにおいて，図 4.11(a)に示す貫入長比 1.6 の D3L1.6S2 は等価軸歪 1.5%で 3 回以上の安定した履歴を描き，残りの試験体は等価軸歪 1.5%の引張後の圧縮時に芯材の局部座屈によって耐力低下が起き，その後引張時に芯材破断に至った。なお，今回の試験体は拘束鋼管の径厚比が 31～40，芯鋼管の径厚比が 25.4 と機構不安定を誘導するために通常より薄いものとなっている。通常用いられる拘束鋼管，芯鋼管の径厚比がそれぞれ 30 程度以下，15～20 程度の二重鋼管では，±1.5%程度の軸歪に対し，2～11 回程度の繰り返し変形性能を有する [4.3)]。

図 4.11(e)に示す貫入長比 0.6，クリアランス 2mm の D3L0.6S2 では拘束材端部において面内に曲げヒンジが発生し機構不安定となった。クレビスを用いた接合部は構面外にも回転を許容するため構面外変形に伴う付加曲げモーメントは小さく，結果的に回転しやすい構面内で不安定になったものと考えられる。

機構不安定となった HL2.0GL と D3L0.6S2 の試験体最終状況を写真 4.3 と写真 4.4 に各々示す。また，表 4.2 に HL シリーズおよび D シリーズ試験体の耐力低下発生時期と試験体最終状況をまとめて示す。



(a) HL1.0GH

(b) HL0.5GH

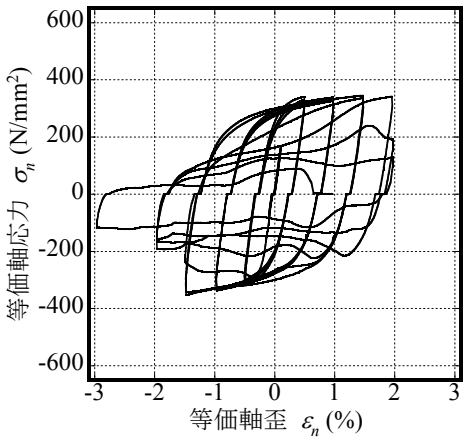
(c) HL2.0GM

(d) HL1.0GM

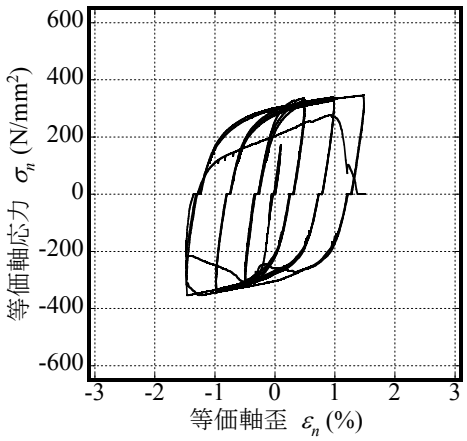
(e) HL0.5GM

(f) HL2.0GL

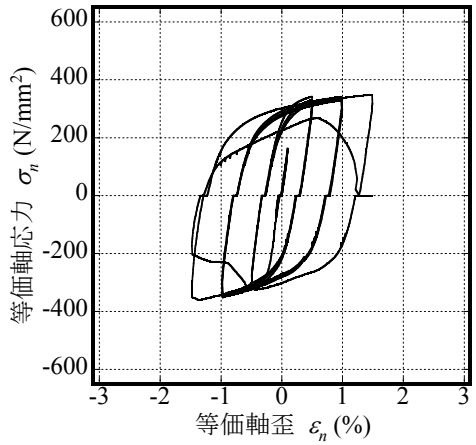
図 4.10 等価軸歪—等価軸応力(HL シリーズ)



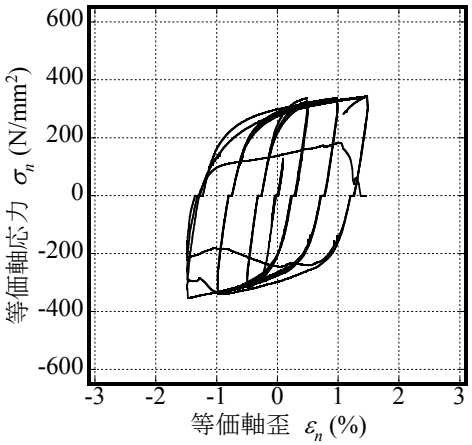
(a) D3L1.6S2



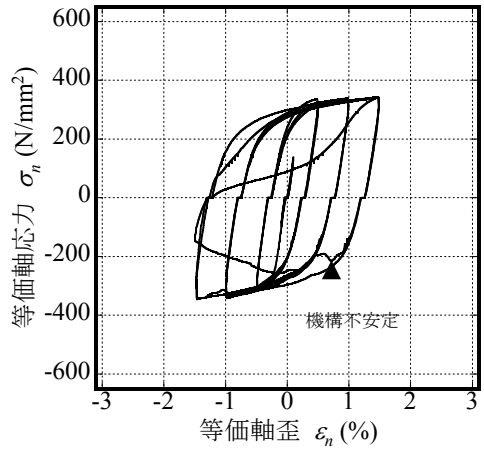
(b) D3L1.2S2



(c) D4L1.2S2

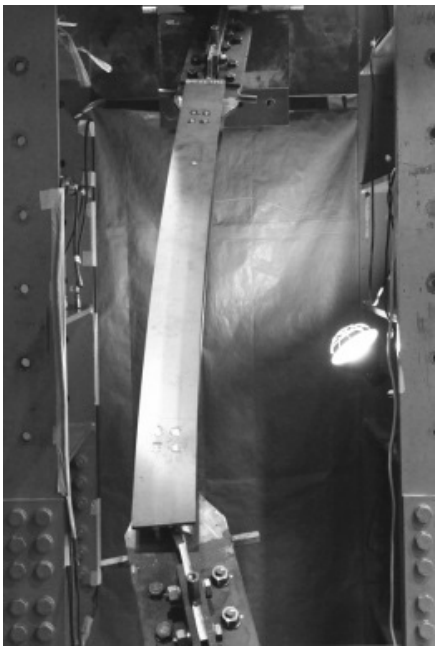


(d) D3L0.6S1

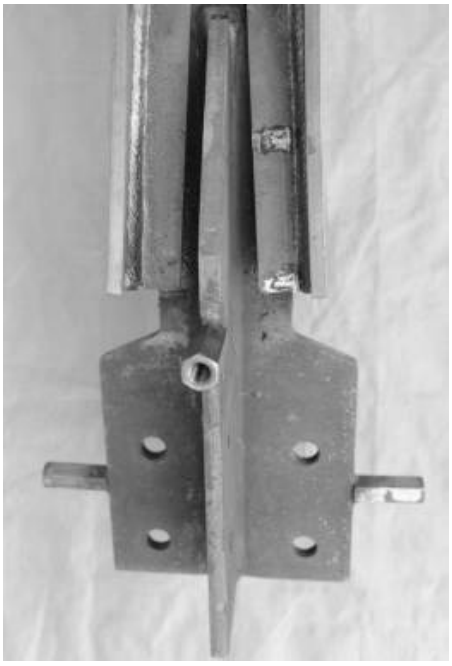


(e) D3L0.6S2

図 4.11 等価軸歪—等価軸応力(D シリーズ)

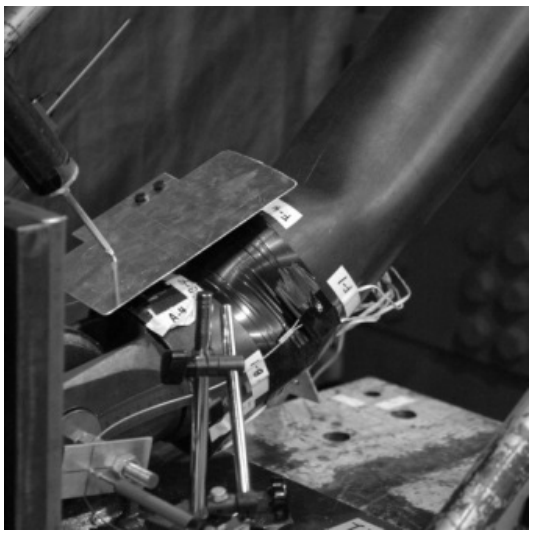


(a)載荷後試験体全景

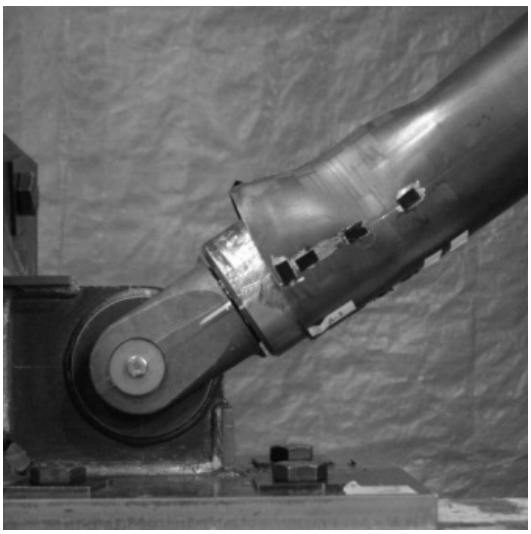


(b)載荷後下部拘束材端部

写真 4.3　HL2.0GL 試験体最終状況



(a) 拘束材端部不安定時状況



(b) 載荷後拘束材端部拡大

写真 4.4　D3L0.6S2 試験体最終状況

表 4.2　試験体状況一覧

試験体	耐力低下発生時期	試験体最終状況
HL1.0GH	3.0%-7cycle引張時	芯材破断
HL0.5GH	3.0%-11cycle引張時	芯材破断
HL2.0GM	3.0%-13cycle引張時	芯材破断
HL1.0GM	3.0%-8cycle引張時	芯材破断
HL0.5GM	3.0%-9cycle引張時	芯材破断
HL2.0GL	2.0%-2cycle圧縮時	拘束材端部構面外座屈
D3L1.6S2	1.5%-3cycle引張時	芯材破断
D3L1.2S2	1.5%-2cycle引張時	芯材破断
D4L1.2S2	1.5%-2cycle引張時	芯材破断
D3L0.6S1	1.5%-2cycle引張時	芯材破断
D3L0.6S2	1.5%-2cycle圧縮時	拘束材端部構面内座屈

4.4　機構安定条件式の精度評価

4.4.1　安定限界軸力の評価

第 3 章によれば，式(4.1)で表される初期不整付き圧縮材の軸力－変位関係式と式(4.2)で表される崩壊メカニズム耐力による軸力－変位関係式の交点で安定限界軸力 N_{lim} が規定される。

$$N = \frac{y_r}{y_r + a_r} N_{cr}^B \tag{4.1}$$

$$N = N_{cr}^r + \frac{M_p^r - M_0^r}{y_r + a_r} \tag{4.2}$$

ここに，y_r ：拘束材端部における構面外変位増分，a_r ：初期不整，N_{cr}^B ：接合部を含めた BRB 全体の弾性座屈荷重，N_{cr}^r :拘束材突出部の曲げ耐力が無い場合($M_p^r - M_0^r = 0$)の接合部座屈荷重[4.9)]，M_p^r ：拘束材端部終局曲げ耐力，M_0^r ：強制変形時拘束材端部曲げモーメントである。

一方, 接合部ガセットプレート外端部に塑性ヒンジが生じる場合の崩壊メカニズム耐力は式(4.3)により評価できる。

$$N = \frac{(1-2\xi)M_p^g}{y_r + a_r} + \frac{M_p^r - M_0^r}{y_r + a_r} \tag{4.3}$$

ここに，M_p^g ： GPL 曲げ耐力(軸力考慮)である。

以上より，式(4.1)，(4.2)の交点の軸力 N を N_{lim1}，式(4.1)，(4.3)の交点を N_{lim2} とし，式(4.4)，(4.5)より安定限界時の軸力を評価する。

$$N_{lim1} = \frac{(M_p^r - M_0^r)/a_r + N_{cr}^r}{(M_p^r - M_0^r)/(a_r N_{cr}^B) + 1} > N_{cu} \tag{4.4}$$

$$N_{lim2} = \frac{\left[(1-2\xi)M_p^g + M_p^r - 2M_0^r\right]/a_r}{\left[(1-2\xi)M_p^g + M_p^r - 2M_0^r\right]/(a_r N_{cr}^B) + 1} > N_{cu} \tag{4.5}$$

N_{lim1}，N_{lim2} の小さい方を安定限界軸力 N_{lim} とし，推定最大芯材軸力 N_{cu} を上回って

いれば機構安定となり，BRB は芯材降伏後も安定した履歴特性を発揮する。逆に N_{lim} が N_{cu} を下回る場合は，芯材が最大軸力に達する以前に拘束材端部に塑性ヒンジが形成されて崩壊メカニズムに達し，BRB が機構不安定になると考えられる。

4.4.2 評価値と実験値の比較

HL シリーズにおいて拘束材端部で曲げヒンジが発生し機構不安定となった HL2.0GL 試験体と D シリーズにおいて拘束材端部で面内に曲げヒンジが発生した D3L0.6S2 試験体の軸力 - 面外変位関係を評価式と併せて図 4.12 に示す。なお，D3L1.6S2 の不安定現象は構面内に発生しているが，式(4.1)～(4.5)は接合部座屈荷重 N_{cr}^{r} = 0 かつ強制変形により与えられる拘束材端部曲げモーメント M_0^r = 0 とおけばピン形式の接合部を有する座屈拘束ブレースの構面内・構面外によらない不安定現象を評価できるため上式による評価を行う。式(4.1)および式(4.2)中の a_r は，第 3 章に従い式(4.6)により評価する。ただし，a_r の値は実験載荷前に与えた強制構面外変形量 δ (HL シリーズで 14.7mm)の値を超えることは無いと考えられるため，δ の値で頭打ちとする。

$$a_r = a + s_r + e + \xi L_0 \theta \tag{4.6}$$

ここに，a：材の元たわみ，s_r：クリアランス，e：偏心量，L_{in}：貫入長，ξL_0：接合部長，θ：拘束材端部回転角=$2s_r / L_{in}$ である。

HL シリーズの拘束材端部曲げ耐力 M_p^r については，別途拘束材曲げ実験を行い評価している。また，DL シリーズの拘束材端部曲げ耐力については文献 4.10) の手法に基づき下式で評価する。

$$\begin{aligned} M_p^r &= (L_{in} - 0.5x_n)q \le Z_{rp}\sigma_{ry} \\ q &= 2 \cdot x_n \cdot t_r \cdot \sigma_{ry} \end{aligned} \tag{4.7}$$

ただし，x_n：貫入部接触長(= $0.4 L_{in}$)とする。

図 4.12(a)および(b)に見るように，機構不安定となった BRB においては，HL2.0GL 試験体で評価式による安定限界軸力が実験値よりやや大きく評価される結果となってい

るものの，D3L0.6S2 試験体の軸力および両試験体の構面外変位は評価式と概ね一致しているといえる。また，繰返し載荷に従って構面外変形が進展していった HL2.0GL 試験体において，実験中最大軸力を示した 2.0%-2 サイクル目圧縮載荷直前の構面外変位(16.3mm)を初期不整値 a_r とみなして N_{lim} を計算すると $N_{lim}=N_{lim2}=$ 485kN となり，図 4.12(a)中の破線で示すように，評価値はさらに精度よく実験値と整合する結果となる。

表 4.3 に全試験体の安定限界軸力 N_{lim} の評価値と実験値の比較を示す。ここで，評価値は式(4.4)または式(4.5)より求まる安定限界軸力のうちいずれか小さい値とする。なお，D シリーズはピン接合を有する試験体で接合部は弾性状態であるため，評価値は式(4.4)のみから求まる。実験値は，実験中に示した最も高い軸力とする。本実験の場合，低剛性接合部(GL)および中剛性接合部(GM)の場合，全て N_{lim} は N_{lim2} により決定される。また高剛性接合部(GH)の場合， N_{lim} は N_{lim1} により決定される。機構不安定となった試験体以外は全て $N_{lim}>N_{cu}$ で機構安定との判定結果となっており，実験結果をよく説明している。

図 4.13 に第 3 章および文献 4.1) の実験結果と併せて，機構不安定となった全試験体に対する提案式の評価精度を示す。ここで， N_{lim}^{exp} は実験時に計測された安定限界軸力，N_{lim} は式(4.4)または式(4.5)より得られた安定限界軸力である。同図に見るように，ダブルウェブ H 形 BRB の安定限界軸力の実験値は評価式による値と-30%程度(a_r 値を見直した場合は-15%程度)，二重鋼管型 BRB では+10%程度の精度で対応しており，これまで行った実験結果を含め，提案された機構安定評価式は 1.2 程度の安全率を採ることで，BRB の安定限界軸力を評価できていると考えられる。

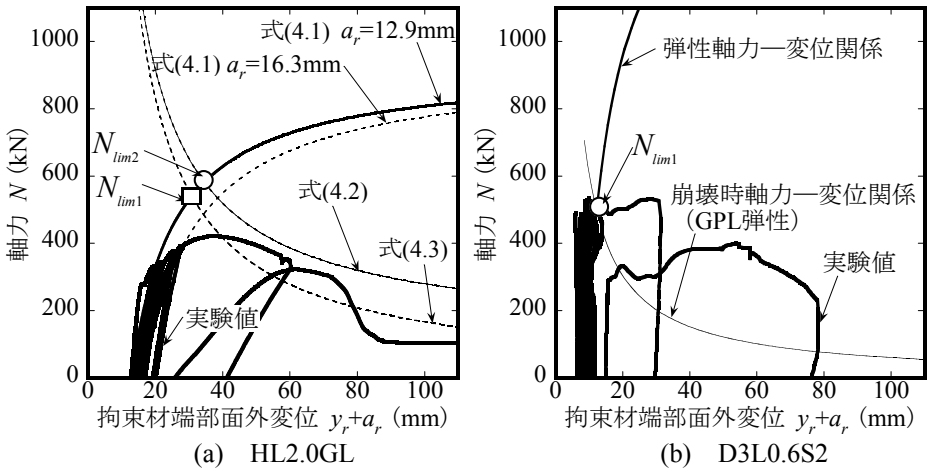


図 4.12　軸力—面外変位関係

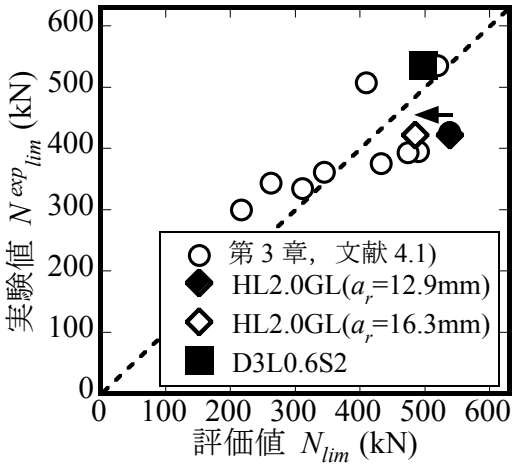


図 4.13　安定限界軸力評価精度

表 4.3　安定限界軸力の評価値と実験値の比較

試験体	$N_{cr}{}^{B}$ (kN)	a_r (mm)	$N_{cr}{}^{r}$ (kN)	$M_p{}^{r}$ (kNm)	$M_p{}^{g}$ (kNm)	$M_0{}^{r}$ (kNm)	N_{cu} (kN)	安定限界軸力(kN)			判定	実験結果	
								N_{lim1} (式(4.4))	N_{lim2} (式(4.5))	N_{lim}	$N_{lim} > N_{cu}$	塑性崩壊時サイクル	$N_{lim}{}^{exp}$ (kN)
HL1.0GH	2755	14.7	1212	9.3	492	0.00	507	1501	2448	1501	OK	No collapse	609
HL0.5GH	2755	14.7	1212	4.3	492	0.00	507	1361	2443	1361	OK	No collapse	495
HL2.0GM	1800	12.9	969	16.0	10.8	0.08	507	1307	891	891	OK	No collapse	530
HL1.0GM	1800	14.7	969	9.3	10.8	0.00	507	1185	683	683	OK	No collapse	554
HL0.5GM	1800	14.7	969	4.3	10.8	0.00	507	1086	535	535	OK	No collapse	493
HL2.0GL	927	12.9(16.3)	121	16.0	1.14	0.08	507	581 (535)	539 (485)	539 (485)	OK (NG)	2.0%-2cycle	422
D3L1.6S2	1681	5.3	0	38.2	-	0.00	581	1361	-	1361	OK	No collapse	548
D3L1.2S2	1681	5.9	0	24.4	-	0.09	581	1195	-	1195	OK	No collapse	550
D4L1.2S2	1337	5.9	0	18.5	-	0.00	581	937	-	937	OK	No collapse	560
D3L0.6S1	1681	4.9	0	6.1	-	0.00	581	716	-	716	OK	No collapse	550
D3L0.6S2	1681	8.6	0	6.1	-	0.00	581	497	-	497	NG	1.5%- 2cycle	536

注）:（　）内は ar を 2.0% - 2 サイクル目 圧縮載荷直前の構面外変位(16.3mm)として算出したものである

4.5 結

ダブルウェブ H 形 BRB および二重鋼管型 BRB の構面外強制変形付繰返し載荷実験を実施し, 第 3 章で示した拘束材端部の曲げ伝達能力を考慮した機構安定限界軸力評価式に対する整合性を確認した。以下に，得られた知見を示す。

1) 構面外方向の強制変形が層間変形角 1/100 程度の場合，$_{\xi}\kappa_{Rg}$ が 0.03 程度しかない低剛性の接合部を有するダブルウェブ H 形 BRB は, 貫入長比が 2.0 と大きい場合でも等価軸歪 2.0%程度で機構が不安定となった。一方 $_{\xi}\kappa_{Rg}$ が 0.3 程度の中剛性以上の接合部を有している場合，貫入長比によらず芯材軸歪が 3.0%に至るまで，同ブレースは安定した履歴性状を示すことを確認した。

2) 二重鋼管型 BRB の場合，貫入長比 1.6 の試験体についてはピン間の等価軸歪 1.5%で 3 サイクル以上の安定した履歴性状を示す一方，貫入長比 0.6 かつクリアランス／貫入長比 0.025 の D3L0.6S2 では構面内に機構不安定現象が生じた。同じ貫入長比 0.6 でクリアランスが半分の D3L0.6S1 では機構不安定現象は生じず，クリアランス／貫入長比による違いが顕著に生じた。

3) 提案した BRB の安定限界軸力の評価値は, ダブルウェブ H 形 BRB, 二重鋼管型 BRB ともに実験値と-30～+10%程度の精度で対応していることが確認され，既往の研究結果も併せて，第 3 章において提案した機構安定条件式は様々な座屈補剛形式の BRB に対して適応性があることが確認された。

第 4 章の参考文献

4.1) 竹内徹，松井良太，三原早紀，大家貴徳，岡本勇紀，小﨑均，岩田衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの構面外機構安定性，日本建築学会技術報告集，第 20 巻，第 45 号，pp.569-574，2014.6

4.2) 宮川和明，安井信行，木下智裕：ピン接合型二重鋼管ブレースの端部補強に関する研究　その 1～その 3　，日本建築学会大会学術講演梗概集，C-1 分冊，pp.765-770，2012.9

4.3) 石井匠，高木伸之，藤澤一善，清水孝憲，宮川和明，喜多村亘：二重鋼管座屈補剛ブレースの低サイクル疲労性能，その 1～2，日本建築学会大会学術講演梗概集，C-1 分冊，pp.781-784，2012.9

4.4) 木下智裕，金城陽介，聲高裕治，吹田啓一郎，宮川和明：座屈拘束材端部の局所変形を考慮したピン接合形式二重鋼管ブレースの全体座屈防止条件-片側摺動形式の場合-，日本建築学会構造系論文集，第 79 巻，第 706 号，pp.1973-1982，2014.12

4.5) 日本建築学会：鋼構造物の座屈に関する諸問題 2013，2.接合部を含む座屈拘束ブレースの構面外安定条件，pp.19-38，2013.6

4.6) JFE シビル株式会社：技術資料

4.7) 日鉄住金関西工業株式会社：技術資料

4.8) 竹内　徹，松井良太，西本晃治，高橋聡史，大山翔也：拘束材回転剛性を考慮した座屈拘束ブレースの有効座屈長：日本建築学会構造系論文集，第 639 号，pp.925-934，2009.5

4.9) 松井良太，竹内徹，多田尊紀，西本晃治：繰返し偏心荷重を受ける座屈拘束ブレースの接合部を考慮した機構安定性　その 1　機構安定条件式の誘導，日本建築学会大会学術講演梗概集，C-1 分冊，pp.755-756，2012.9

4.10) 日本建築学会：鋼構造制振設計指針，2014.11

第 5 章　座屈拘束ブレースの安定性能曲線を用いた機構安定評価手法

5.1 序

前章までにおいて，式(5.1)に示す機構安定条件式は様々な補剛形式の座屈拘束ブレース(以降 BRB)に適応できる，包括的な条件式であることを検証してきた。

$$M_p^r - M_0^r \geq \frac{a_r}{1 - N_{cu}/N_{cr}^B}(N_{cu} - N_{cr}^r) \tag{5.1}$$

ここに，M_p^r：拘束材端部曲げ耐力で芯材突出部の曲げ耐力と拘束材端部の曲げ耐力のうち最小値，M_0^r：強制面外変形に伴う拘束材端部の曲げモーメント，N_{cu}：設計用最大軸力(=$\alpha_d N_y$)，N_y：降伏軸力，α_d：硬化係数，a_r：初期不整値，N_{cr}^B：接合部を含めた BRB 全体の弾性座屈荷重，N_{cr}^r：M_p^r=0 のときの接合部座屈荷重であり細長比 λ_r を

$$\lambda_r = \frac{2\xi L_0}{i_r} \cdot \sqrt{\frac{{}_\xi\kappa_{Rg} + 24/\pi^2}{(1-2\xi)\,{}_\xi\kappa_{Rg}}},\quad {}_\xi\kappa_{Rg} = K_{Rg}\frac{\xi L_0}{\gamma EI} \tag{5.2), (5.3}$$

とし，日本建築学会鋼構造設計規準式[5.1)]より求めることとしている。i_r，ξ，γEI，K_{Rg} は各々接合部の断面二次半径，接合部長さ比，接合部の曲げ剛性，接合部の回転剛性である。

しかしながら，機構安定条件式(5.1)は図 5.1 に示すように数多くの BRB の特性値を変数としており，実際にこの条件式を用いて設計する場合，設計者はどの特性値をどの程度変更すれば式(5.1)を満足させられるかを理解しないまま，試行錯誤しながら BRB の機構安定性を満足させなければならず，多くの検討時間を要する問題がある。また，現実の設計において BRB がどのような特性値の範囲で設定されているかという情報も得られていない。そこで本章では，過去の実績に基づき BRB の主要な特性値の設定可能範囲を明示するとともに，これらと安定条件との関係を BRB の容量に依らない一般的な形式で図として表現した「面外座屈安定性能曲線」を作成し，主要な特性値がどの程度安定性に寄与しているかを視覚的に把握できるようにすることで BRB の機構安定条件を容易に評価できる方法を提案する。

なお，本章においては前章までと同様に安全側の仮定として，BRB には地震時に構面外方向に 1/100 の層間変形角が生じることを想定して機構安定条件の検討を行う。

5.2　面外座屈安定性能曲線による評価の手順

評価の手順としてはまず，式(5.1)の M_0^r を右辺に移項して両辺を芯材降伏軸力 N_y で除した式(5.4)の形としブレース容量に依存しない式で考える。

設計用曲げモーメント M^r/N_y

$$\frac{M_p^r}{N_y} \geq \frac{a_r}{1-N_{cu}/N_{cr}^B}(\alpha_d - N_{cr}^r/N_y) + \frac{M_0^r}{N_y}\left(=\frac{M^r}{N_y}\right) \tag{5.4}$$

軸力による偏心曲げ $M^r{}_{ec}/N_y$　　強制変形による付加曲げ $M^r{}_0/N_y$

式(5.4)の右辺は単位降伏軸力あたりの芯材突出部(図 5.1 参照)に生じる曲げモーメント M^r/N_y であり，第 1 項が軸力による偏心曲げモーメント M_{ec}^r/N_y を，第 2 項が強制面外変形に伴う付加曲げモーメント M_0^r/N_y を示している。

次に，BRB の特性値を無次元化し，機構安定性への感度が高いもの，もしくは設計時に数値を調整しやすいものを 4 つ選定する。これを「設計変数特性値」と呼ぶこととし，これらが式(5.4)の各項に与える影響を図示し，どの項に対して感度が高いかを示す。

最後に，設計変数特性値が機構安定条件に与える影響を図示し，これを「面外座屈安定性能曲線」と呼ぶこととする。設計者が設計変数特性値を変動させる影響を図上にて理解しながら，機構安定条件を満足する設計変数特性値を選定できる設計法を提案する。

一方，機構安定性への感度が低く，典型的な BRB においてある程度狭い範囲に分布する特性値は，簡略化のため一定値として取り扱い，これを「評価用特性値」と呼ぶこととする。評価用特性値は対象とする BRB の標準部材表を決定し，特性値を無限化して数値のばらつきを分析し，安全側に評価できる数値を決定する。また，評価用特性値を代表値とした場合，式(5.4)の各項をどの程度の精度で評価できるかについて分析する。

尚，本章ではモルタル充填型で座屈補剛は円形鋼管，芯材形状は＋のものを標準部材として各種特性値の検討を行うが，芯材形状がーのもの，あるいは，他の座屈補剛形式のものであっても同様の手順で，設計変数特性値と機構安定性の関係を図示することが可能である。

本章での検討条件は次の通りとする。

① BRB は片流れ配置とし，接合部の剛性および長さは両端で概ね等しいものとする。

② 設計用最大軸力の降伏軸力に対する比率はα_d=1.3 とする。

③ BRB の芯材材質は LYP225 とする。

④ 接合部は弾性範囲とする。

5.3 BRB の特性値

BRB 各部位の寸法と剛性の符号を図 5.1 に示す。BRB 全長を L_0，接合部長を ξL_0，芯材の塑性化させる部位の幅を W_0，拘束材端部の拡幅させた幅を W_1 とし，その貫入長を L_{in} とする。接合部のボルト接合する部位の幅を W_2 とし，幅 W_0，W_1，W_2 の各部位の断面積を A_0，A_1，A_2 とする。A_2 にはスプライスプレートの断面積は含めず，ボルト孔欠損は考慮しない。拘束鋼管の曲げ剛性を EI とし，接合部(弾性部)の曲げ剛性を γEI とする。γEI の値にはスプライスプレートの断面も含むものとする。以上の寸法の定義に基づき，BRB の機構安定性を司る各特性値を，主要な変動パラメータとしての「設計変数特性値」とある程度範囲が限定できる「評価用特性値」に分けて考える。

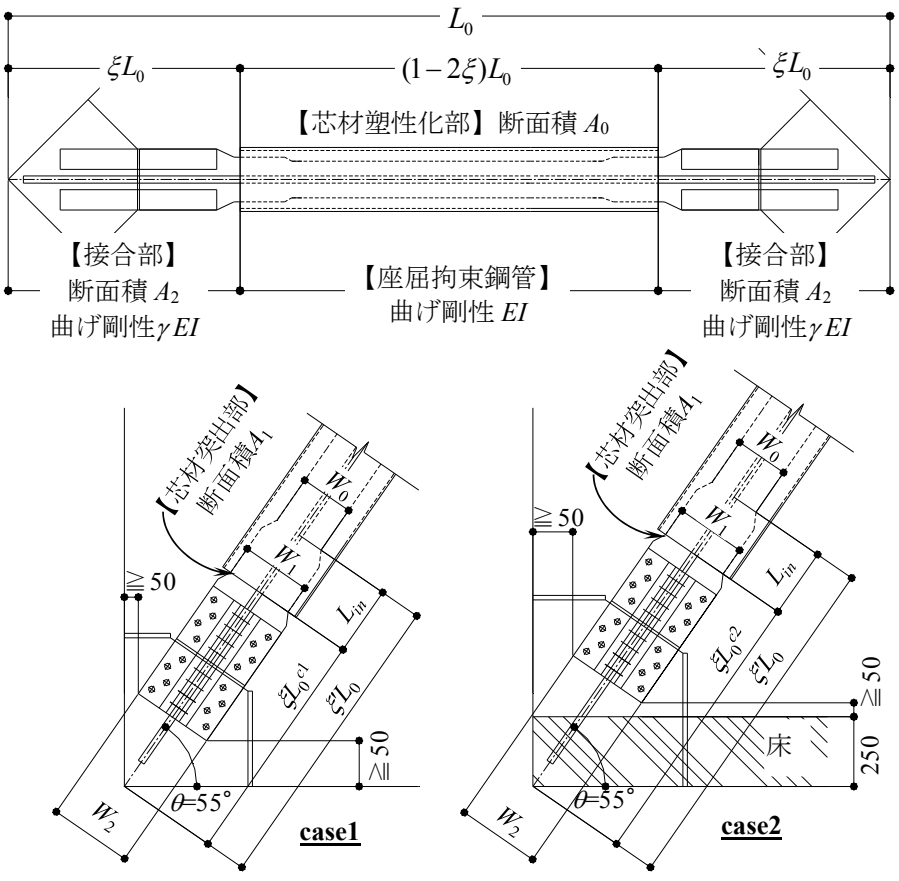


図 5.1　座屈拘束ブレース寸法および剛性と納まり例

5.3.1 設計変数特性値

BRB の機構安定性への影響が特に大きい設計変数特性値として次の 4 つを採用する。

1) 接合部長さ比ξ：図 5.1 に示すようにブレース全体の長さに対する接合部長さの比であり，既往の BRB の機構安定性に関する研究 [5.2~5.7] や，第 3 章においても重要なパラメータとしている。
2) 座屈長さ比$\ell_{k0}(=L_0/L_k)$：全長L_0，曲げ剛性EI，両端ピンのオイラー座屈荷重が芯材塑性化部の最大降伏軸力$N_{ymax}(=\sigma_{ymax}\ A_0)$の 1.5 倍となるようなブレース長さを本論文では限界座屈長さ$L_k(=\sqrt{\pi^2 EI/1.5N_{ymax}})$と呼び，$L_0$を限界座屈長さ$L_k$で除した値を座屈長さ比$\ell_{k0}$と呼ぶこととする。座屈長さ比$\ell_{k0}$は座屈拘束鋼管剛性を示す指標であり，設計時には座屈長さ比が 1 以下(ℓ_{k0}<1)，すなわち BRB の有効座屈長さが，限界座屈長さ以下となるように座屈拘束鋼管を選択する。
3) 貫入長比$\ell_{in}\ (=L_{in}/W_1)$：貫入長L_{in}は第 3 章に倣い，W_1との比で表現する。貫入長比は座屈拘束鋼管端部の剛性・耐力に寄与する指標である。
4) 接合部回転ばね剛性比${}_{\xi}\kappa_{Rg}$：第 3 章で定義した，式(5.3)で算出される回転剛性の比である。接合部の回転剛性については 5.4 節にて検討する。

5.3.2 評価用特性値

本章では実際の設計で採用機会の多いモルタル充填型 BRB 部材 [5.8]を対象とし，表 5.1 にその標準部材表を示す。ここでは次の 5 つの無次元化された特性値に注目する。

1) 接合部の曲げ剛性と座屈拘束鋼管の曲げ剛性の比γ
2) 接合部断面積と芯材塑性化部断面積の比A_2/A_0
3) 芯材突出部断面積と芯材塑性化部断面積の比A_1/A_0
4) 座屈拘束鋼管端部の無次元化回転ばね剛性比${}_L\kappa_{Rr}(=K_{Rr}\times L_k/EI)$
5) 芯材突出部幅に対する限界座屈長さの比$\ell_{wk}(=L_k/W_1)$

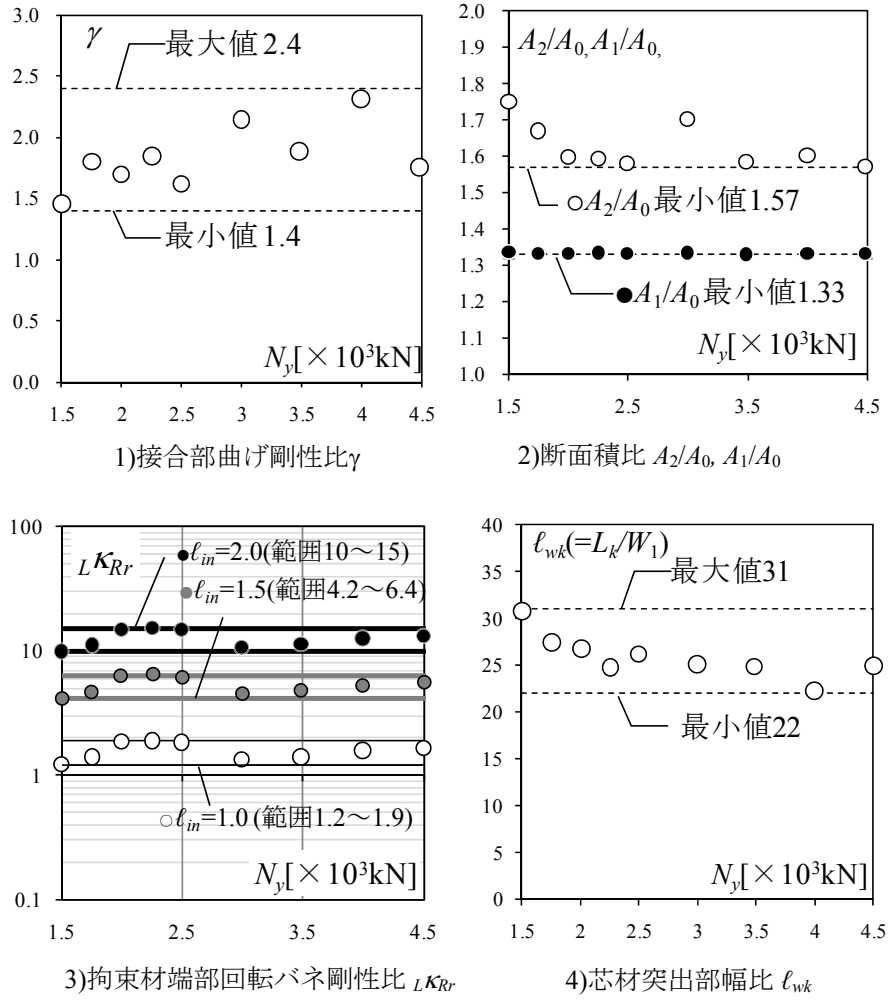
ここで，標準部材の接合部は降伏軸力$N_y(=\sigma_y\ A_0)$の 1.3 倍に対して短期許容応力度

以下となるように設計されており，A_2/A_0は若干のばらつきがあるものの 1.57～1.75 の範囲に分布する。また，標準部材の芯材突出部は，塑性化部断面積の 1.3 倍以上となるように設計されている。$_L\kappa_{Rr}$は文献 5.7)の方法により算出した拘束材端部の回転剛性K_{Rr}を，座屈拘束鋼管の曲げ剛性と限界座屈長の比EI/L_kで無次元化したものである。ℓ_{wk}は貫入長比と合わせて検討する指標であり，ℓ_{wk}が大きいほど初期不整に伴う拘束材端部の面外変位が大きくなる(5.6 節参照)。一方，ℓ_{wk}が大きいほど面外変形に伴う付加曲げモーメントは小さくなる(5.8 節参照)。

標準部材における上記 5 つの無次元化された特性値の分布を図 5.2 に示す。本章では，より機構安定性へ影響の大きい特性値に注目するため，ある程度狭い範囲に分布する特性値は評価用特性値として一定値とする。軸力による偏心曲げモーメントを算出する場合には，剛性は低いほうが安全側の評価となり，逆に付加曲げモーメントを算出する場合には，剛性は高い方が安全側の評価となる。このように，無次元化された特性値のうち機構安定性の検証が安全側となるように，表 5.2 に示す評価用特性値の数値を設定する。尚，拘束材端部回転バネ剛性比$_L\kappa_{Rr}$の評価式 5.7)は，拘束材幅や板厚，芯材突出部の幅等が変数であるが，貫入長比ℓ_{in}が最も支配的な変数であり，拘束材端部回転バネ剛性比$_L\kappa_{Rr}$の評価用特性値は，貫入長比ℓ_{in}ごとに設定した。

表 5.1　座屈拘束ブレース　LY225　芯材形状＋タイプの標準部材表

部材符号	芯材 (LYP225)								降伏軸力		補剛管 (STK400)	曲げ剛性		限界座屈長さ L_k(mm)	接合部長さの代表例	
	形状	塑性化部断面積 A_0(mm^2)	拡幅部断面積 A_1(mm^2)	接合部断面積 A_2(mm^2)	板厚 t(mm^2)	塑性化部幅 W_0(mm)	突出部幅 W_1(mm)	接合部幅 W_2(mm)	平均値 225×A_0 N_y (kN)	最大値 245×A_0 N_{max} (kN)		補剛材 EI (Nmm^2)	接合部 γEI (Nmm^2)		case1 $\xi L_0{}^{c1}$(mm)	case2 $\xi L_0{}^{c2}$(mm)
UB225-150＋	＋	6675	8925	11675	25	146	191	246	1502	1635	ϕ-267.4x6.0	3444	3677	5893	990	1226
UB225-175＋	＋	7784	10360	12992	28	153	199	246	1751	1907	ϕ-267.4x6.0	3444	4213	5457	1145	1381
UB225-200＋	＋	8925	11825	14175	25	191	249	296	2008	2187	ϕ-318.5x6.0	8632	6820	6661	817	1040
UB225-225＋	＋	10024	13384	15960	28	193	253	299	2255	2456	ϕ-318.5x6.0	8632	9229	6285	914	1136
UB225-250＋	＋	11088	14784	17528	28	212	278	327	2495	2717	ϕ-355.6x6.4	8632	13840	7291	937	1152
UB225-300＋	＋	13320	17784	22680	36	203	265	333	2997	3263	ϕ-355.6x6.4	14746	19928	6652	1056	1270
UB225-350＋	＋	15480	20592	24552	36	233	304	359	3483	3793	ϕ-406.4x6.4	21946	30245	7564	1162	1370
UB225-400＋	＋	17760	23680	28480	40	242	316	376	3996	4351	ϕ-406.4x6.4	21946	33103	7062	1278	1481
UB225-450＋	＋	20000	26640	31440	40	270	353	413	4500	4900	ϕ-457.2x7.9	21946	37268	8802	1402	1596



1)接合部曲げ剛性比γ　　2)断面積比 A_2/A_0, A_1/A_0

3)拘束材端部回転バネ剛性比 $_L\kappa_{Rr}$　　4)芯材突出部幅比 ℓ_{wk}

図 5.2　標準部材の評価用特性値の分布

表 5.2　設定した評価用特性値

無次元化された特性値		分布範囲	軸力による偏心曲げ M^r_{ec}/N_y	強制変形による付加曲げ M^r_0/N_y	芯材突出部の曲げ耐力 M^r_p/N_y	適用節項番号
接合部曲げ剛性比γ		1.4～2.4	1.4	2.4	―	5.5.2, 5.8
接合部断面積比 A_2/A_0		1.57～	1.57	―	―	5.7.2
芯材突出部断面積比 A_1/A_0		1.33～	―	―	1.33	5.9.2
座屈拘束鋼管端部回転ばね剛性比 $_L\kappa_{Rr}$	ℓ_{in} (=L_{in}/W_1)=1.0 の場合	1.2～1.9	1.2	1.9	―	5.5.2, 5.8
	ℓ_{in} (=L_{in}/W_1)=1.5 の場合	4.2～6.4	4.2	6.4	―	
	ℓ_{in} (=L_{in}/W_1)=2.0 の場合	10～15	10	15	―	
芯材突出部幅比 ℓ_{wk} (=L_k/W_1)		22～31	31	22	―	5.6.1, 5.8

5.4　設計変数特性値の検討範囲

5.4.1　BRB 本体に関する設計変数特性値の検討範囲

既往の論文 [5.7] では貫入長比と有効座屈長さの関係を検討しており，ℓ_{in} が大きいほど有効座屈長さは短くなるが，その傾向は ℓ_{in}=2 程度で頭打ちとなることが示されている。そのため，貫入長比 ℓ_{in} は 1～2 を検討範囲とする。

その他の設計変数特性値の検討範囲を分析するために図 5.3 に示すように BRB をスパン 3600mm, 階高 4500mm, 柱幅 800mm, 梁せい 900mm のフレームに片流れで配置した場合を検討する。BRB を表 5.1 の標準部材とした場合, 図 5.4 に示すように ℓ_{k0} は 0.5～0.8 程度に分布するため，本章では ℓ_{k0} =1.0, 0.7 を検討の対象とする。

BRB の接合部長さ ξL_0 は BRB の角度やガセットプレートの必要溶接長さ, ボルト締付けの可否などで決定される。図 5.1 に, これまでの設計において採用機会が多い, BRB の角度が 55°である場合について 2 つの納まり例を示す。case1 は鉄骨柱・梁とスプライスプレートのクリアランスを最小 50mm とする場合であり, case2 は床仕上げを梁から 250mm 上がりとし, 床仕上げからスプラスプレートのクリアランスを 50mm 以上とする場合である。両 case の接合部長さ $\xi L_0{}^{c1}$, $\xi L_0{}^{c2}$ を表 5.1 に示す。ℓ_{k0} =1.0, 0.7 となるように BRB 全長 L_0 を設定した場合，case1, case2 各々の ξ の分布は図 5.5 に示す通り ξ=0.10～0.36 となり, これを本章での検討範囲とする。

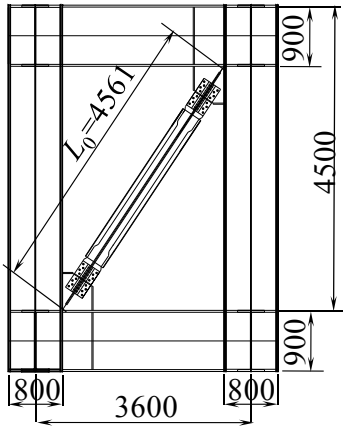


図 5.3　BRB の片流れ配置例

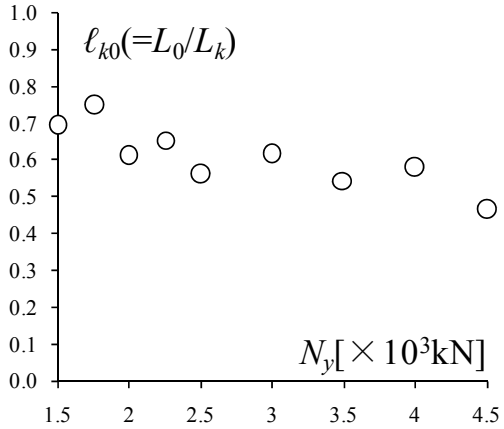


図 5.4　座屈長さ比 ℓ_{k0} の分布

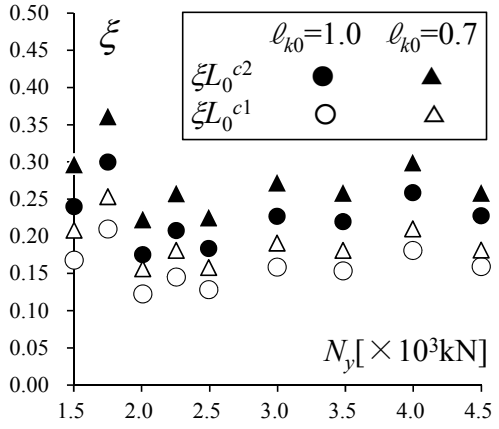


図 5.5　接合部長さ比 ξ の分布

5.4.2　BRB の接合部回転剛性に関する設計変数特性値

抽出された実施設計例のうち，高さ 100m クラスの超高層オフィスビルでの標準的な柱梁寸法に対する柱梁接合部の FEM 解析を行い，式(5.3)で表される無次元化回転ばね剛性比 $_{\xi}\kappa_{Rg}$ について評価する。

解析モデルは図 5.6 に示す通り，柱を階高の 1/2，構面内及び構面外の梁をスパンの 1/2 分それぞれ切り出した部分と BRB 接合部とする。各柱梁端の境界条件は，*xyz* 変位固定，回転自由のピン接合とする。BRB の材質を LYP225，降伏軸力を 2000kN と仮定し，BRB 接合部先端に面外荷重 *P*=100kN を与えて載荷点の *y* 方向変位を算出する。

尚，載荷点の変位には柱梁の変形が含まれるが，柱梁フェイス交点の *y* 方向変位自体は載荷点変位の 1%程度で微小である。

解析モデル一覧を表 5.3 に，BRB 接合部のリブ名称を図 5.6 に，ブレース配置を図 5.7 に，接合部モデル例を図 5.8 に示す。解析モデルとしては，ブレース配置を 2 ケース，梁サイズを 2 ケース設定し，表 5.3 中に示すように，ガセットプレートに取り付くリブの配置を変化させて検討を行う。また，比較のため図 5.8 の斜線部で示すガセットプレートの柱梁との境界節点を 6 自由度固定とした場合について検討を行う(名称 100 番台)。

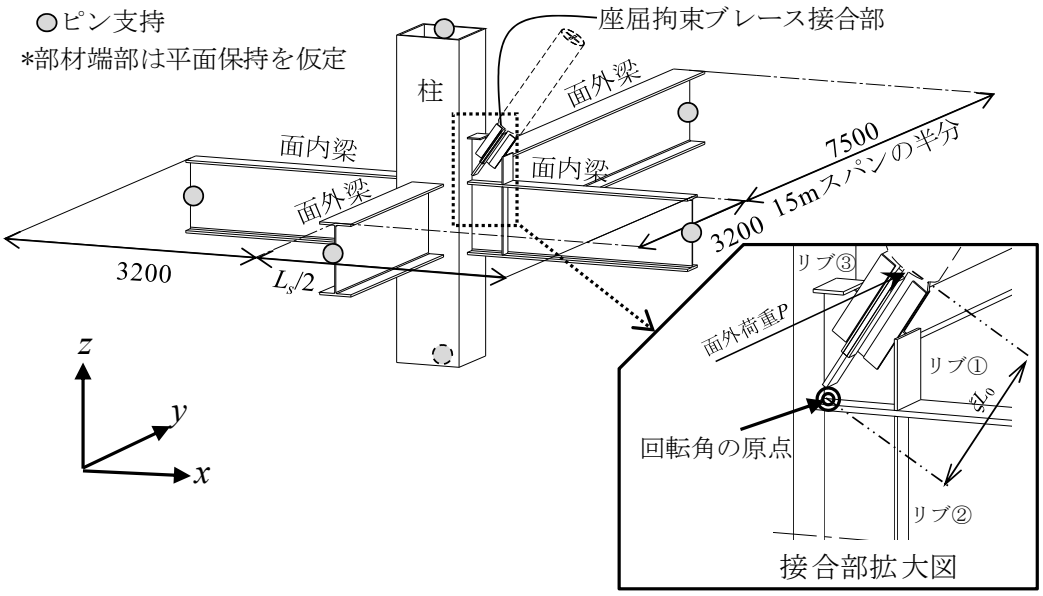
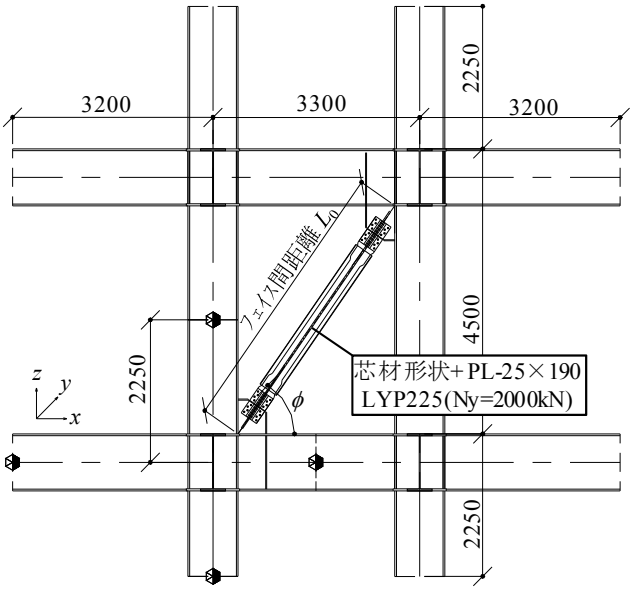


図 5.6　FEM 解析モデル

表 5.3　解析モデル一覧

名称	リブ配置	BRB配置	ブレース角度 ϕ(deg)	接合部長さ ξL_0(mm)	柱サイズ (SN490C)	梁サイズ (SN490B)	面外梁サイズ (SN490B)
No.1	無	短スパン	55.3	771	□-800×800× ×28×28	H- 900×300×16×22	H- 900×400×16×28
No.2			54.3	761		H-1200×300×19×22	H-1200×400×16×28
No.3		長スパン	32.7	792		H- 900×250×16×19	H- 900×400×16×28
No.4			30.5	820		H-1200×250×19×19	H-1200×400×16×28
No.5	リブ ①＋②	短スパン	55.3	771		H- 900×300×16×22	H- 900×400×16×28
No.6			54.3	761		H-1200×300×19×22	H-1200×400×16×28
No.7		長スパン	32.7	792		H- 900×250×16×19	H- 900×400×16×28
No.8			30.5	820		H-1200×250×19×19	H-1200×400×16×28
No.9	リブ ①＋②＋③	短スパン	55.3	771		H- 900×300×16×22	H- 900×400×16×28
No.10			54.3	761		H-1200×300×19×22	H-1200×400×16×28
No.11		長スパン	32.7	792		H- 900×250×16×19	H- 900×400×16×28
No.12			30.5	820		H-1200×250×19×19	H-1200×400×16×28



(a)単スパン型配置

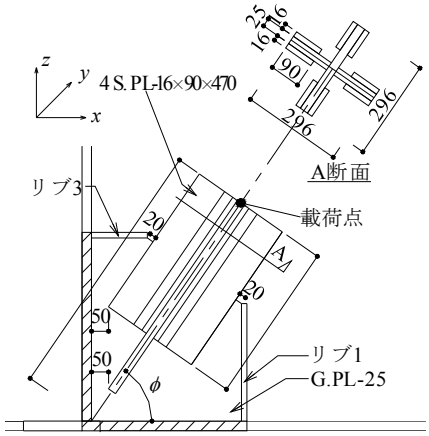
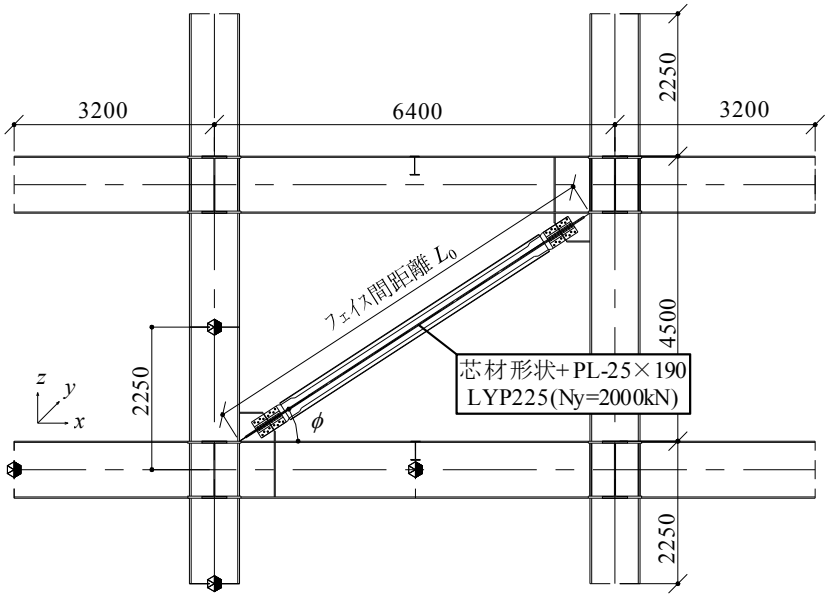


図 5.8　接合部モデル例



(b)長スパン型配置

図 5.7　ブレース配置

図 5.9 に解析で求めた y 方向変位を示す。図中，文献 [5.5] に示される接合部剛性評価式より求めた y 方向変位を示すが，No.105～112 の解析変位と概ね一致した。

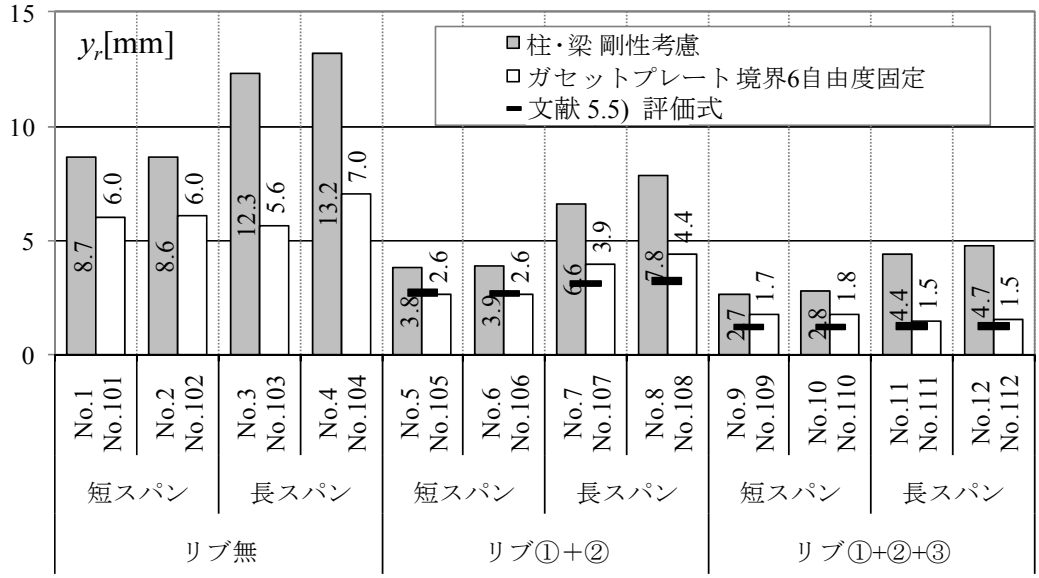


図 5.9　y 方向変位 y_r

第 3 章に倣い y 方向変位を図 5.10 に示すように設定し, 回転剛性 K_{Rg} のバネに置換する。尚，柱梁フェイス交点の y 方向変位自体は，載荷点変位の 1%程度と微小なため，回転角の原点は柱梁フェイス交点と考える。

式(5.5)のように回転バネを有する変位 y_r はバネの回転成分 y_{rs} と，接合部の弾性変形成分 y_{re} の和である。ここで，FEM 解析で算出した y_r と式(5.6)にて算出できる接合部の弾性変形成分 y_{re} を式(5.7)に代入して接合部回転剛性を算出する。さらに，式(5.3)にて接合部の曲げ剛性 $\gamma EI/\xi L_0$ を用いて接合部回転剛性を無次元化する。

$$y_r = y_{rs} + y_{re} \quad , \quad y_{re} = P \times (\xi L_0)^3 / 3\gamma EI \qquad (5.5), (5.6)$$

$$K_{Rg} = P \times (\xi L_0)^2 / (y_r - y_{re}) \quad , \quad {}_{\xi}\kappa_{Rg} = K_{Rg} \times \xi L_0 / \gamma EI \qquad (5.7), (5.3)$$

式(5.3)より求めた，接合部の無次元化回転ばね剛性比 ${}_{\xi}\kappa_{Rg}$ を図 5.11 に示す。リブの配置による ${}_{\xi}\kappa_{Rg}$ の変化が顕著に表れている。また，No.101～112 の ${}_{\xi}\kappa_{Rg}$ は，No.1～12 の値の 2 倍～3 倍程度となっており，ガセットプレートの柱梁との境界節点の 6 自由度を固定とすることで ${}_{\xi}\kappa_{Rg}$ を過大に評価する傾向がある。一方，No.105～112 の範囲では

文献 5.5)の手法で評価した $_{\xi}\kappa_{Rg}$ と FEM 解析結果は概ね良い対応を示している。

本章では接合部剛性を低・中・高の 3 ケース想定し，BRB の降伏軸力に依らず $_{\xi}\kappa_{Rg}$ =0.15, 0.30, 0.60 として検討を行うが，中剛性については 5.9 節に結果のみを示し，5.5 節から 5.8 節は低剛性および高剛性の場合($_{\xi}\kappa_{Rg}$ =0.15, 0.60)のみを示すものとする。

設計変数特性値の検討範囲を表 5.4 にまとめて示す。以下に設計変数特性値が式(5.4)を構成する各項へ与える影響を分析していく。

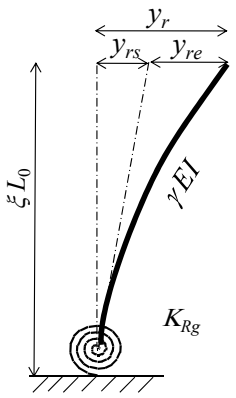


図5.10　y方向変位の設定

表 5.4　設計変数特性値の検討範囲

特性値	検討範囲
$\xi\kappa_{Rg}$	0.15, (0.3), 0.60
$\ell_{k0}(=L_0/L_k)$	1.0, 0.7
ξ	0.10～0.36
$\ell_{in}(=L_{in}/W_1)$	1.0, (1.5), 2.0

注)　( )内の場合は5.9節に結果のみを示す。

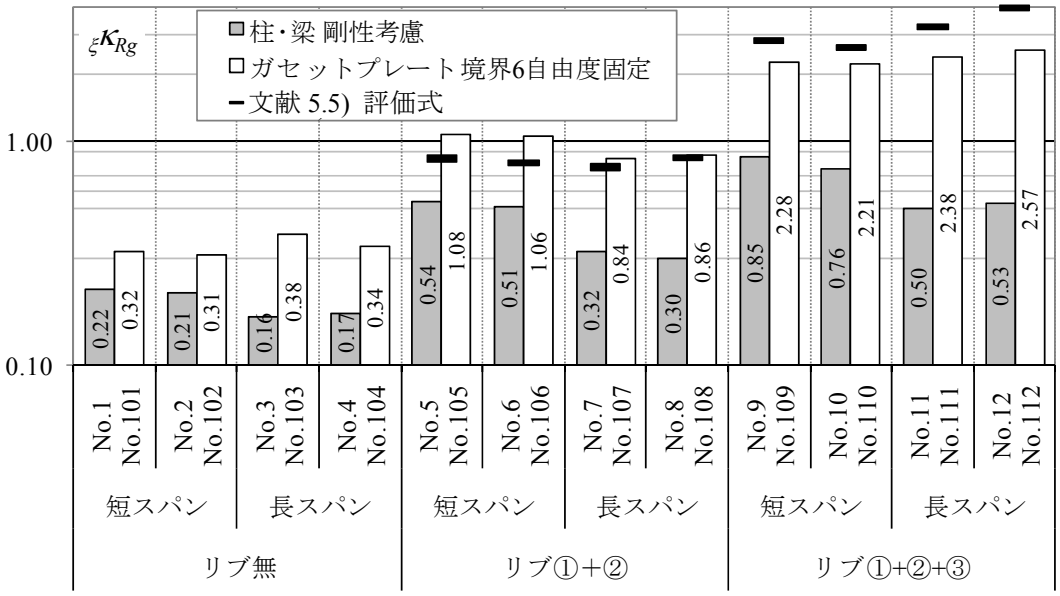


図 5.11　無次元化回転ばね剛性比 $_{\xi}\kappa_{Rg}$

5.5　弾性全体座屈荷重 N_{cr}^{B}

5.5.1　全体座屈荷重の検討モデル

全体座屈荷重の検討モデルを図 5.12 に示す。N_{cr}^{B0} は両端をピンと仮定した座屈荷重，N_{cr}^{Bs} は第 3 章で定義した接合部端部の回転剛性 K_{Rg} を考慮した座屈荷重である。N_{cr}^{Bm1}，N_{cr}^{Bm2} は K_{Rg} に加え，拘束材端部の回転剛性 K_{Rr} を考慮した対称モード/逆対称モードの座屈荷重である。N_{cr}^{Bm1}，N_{cr}^{Bm2} と K_{Rr} の算出方法は文献 5.7) による。また，接合部端部回転剛性を考慮した座屈荷重 N_{cr}^{Bs}，N_{cr}^{Bm1}，N_{cr}^{Bm2} を総称して N_{cr}^{B} と呼ぶこととする。

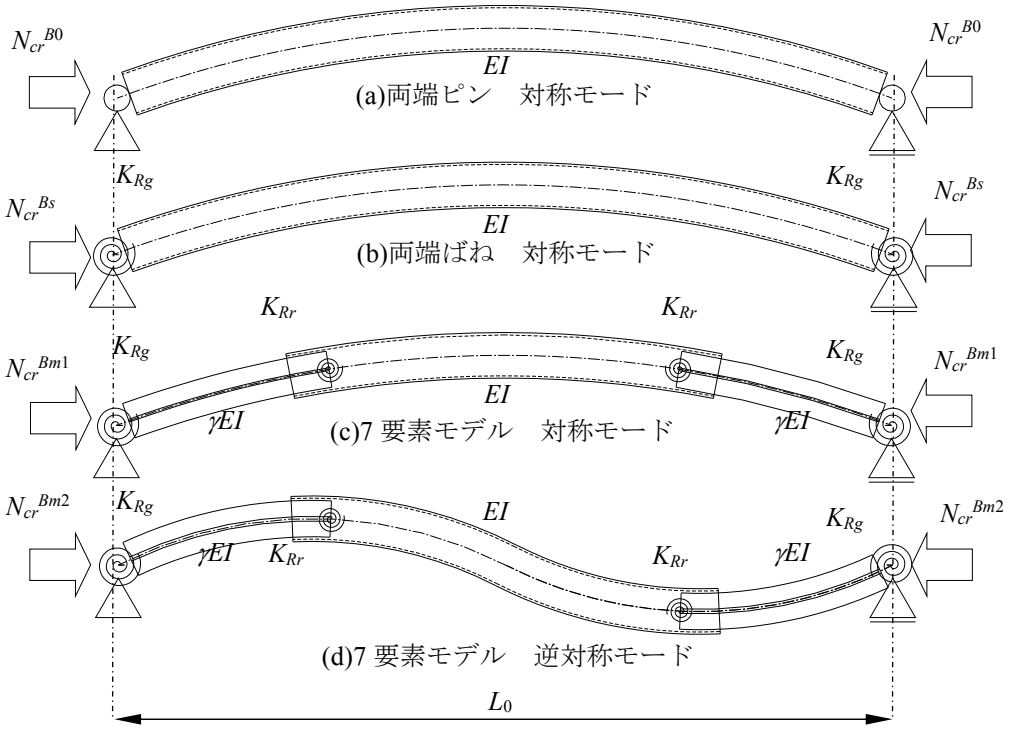


図 5.12　座屈検討モデルと座屈モード

5.5.2 BRB 全体の座屈荷重評価

図 5.13 にξとN_{cr}^{B}をN_{cr}^{B0}で除した値との関係を示す。表 5.2 の評価用特性値を用いて全体座屈荷重を算出した場合と，標準部材(case1,case2)各々の特性値を用いて算出した場合を比較する。γと $_{L}\kappa_{Rr}$の評価用特性値は，安全側の評価となるように，表 5.2 に示す分布範囲中の最小値を採用した。評価用特性値を用いた全体座屈荷重は標準部材の全体座屈荷重の下限値を抑えていることがわかる。また，接合部が低剛性ほど，貫入長が小さいほど，接合部長さが長いほど 7 要素モデルの座屈荷重は小さくなる傾向にある。特に，N_{cr}^{Bm1}/N_{cr}^{B0}<1.0 の領域ではブレース長さが限界座屈長さ以下であっても座屈する危険性があることを示しており，図 5.13 によりその範囲を知ることができる。

N_{cr}^{B}/N_{cr}^{B0} 凡例	N_{cr}^{Bs}/N_{cr}^{B0}	N_{cr}^{Bm1}/N_{cr}^{B0}	N_{cr}^{Bm2}/N_{cr}^{B0}
評価用特性値を用いた座屈荷重	------	———	———
標準部材の座屈荷重(case1, case2)		●, ▲	○, △

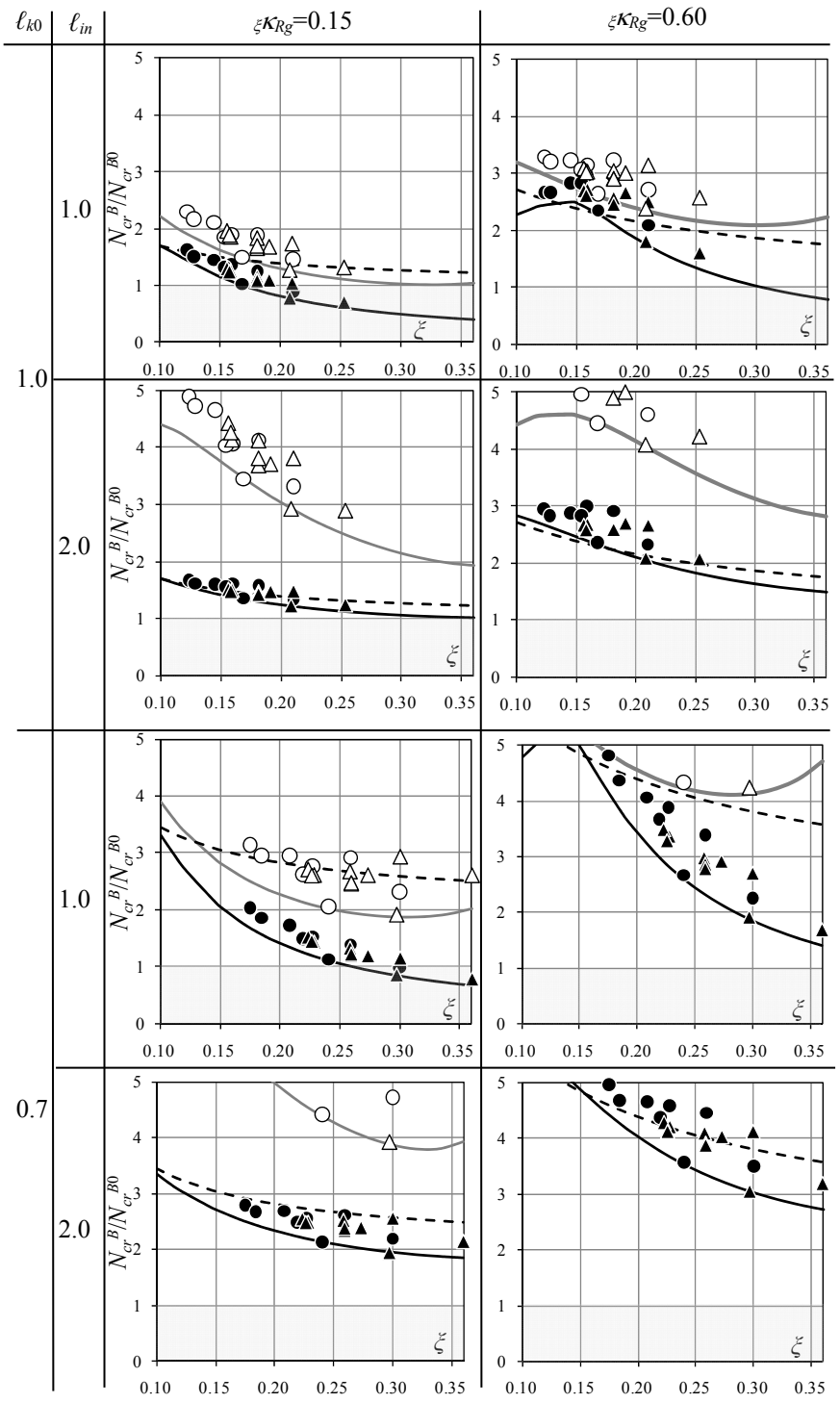


図 5.13　両端ピン座屈荷重に対する各モデルの弾性全体座屈荷重

5.6　設計荷重時の拘束材端部の面外変位 $a_r/\left(1-N_{cu}/N_{cr}^{B}\right)$

5.6.1　初期不整値 a_r の検討

BRB 拘束材端部の初期不整値と座屈前変形による変位の増幅について検討する。第 3 章に示す初期不整値 a_r (図 5.14 参照)を無次元化された特性値で表現すると以下となる。

$$a_r = a + e + s_r + 2s_r \frac{\xi L_0}{L_{in}} = a + e + s_r + 2s_r \xi \frac{\ell_{k0} \cdot \ell_{wk}}{\ell_{in}} \tag{5.8}$$

ここで，図 5.14 に示すように，e は加力点の偏心距離，s_r は芯材と拘束材のクリアランスである。また，a は芯材の元たわみ量である。本章では a+e=3mm，s_r=1mm と仮定した。ℓ_{wk} が大きいほど初期不整量は大きくなるため，表 5.2 で設定した評価用特性値 ℓ_{wk} は分布中の最大値 31 としている。図 5.15 に評価用特性値を用いて算出した初期不整値と標準部材(case1,case2)各々の特性値を用いて算出した初期不整値を示す。評価用特性値を用いて算出した値は，標準部材個々の値の上限を抑えていることがわかる。

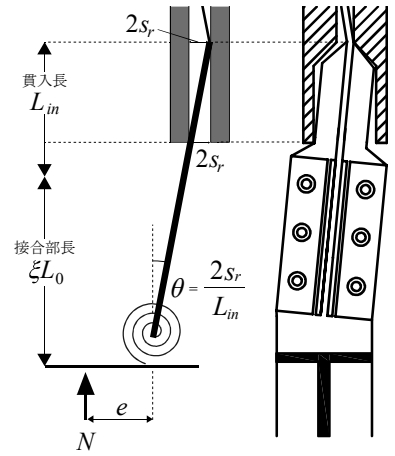
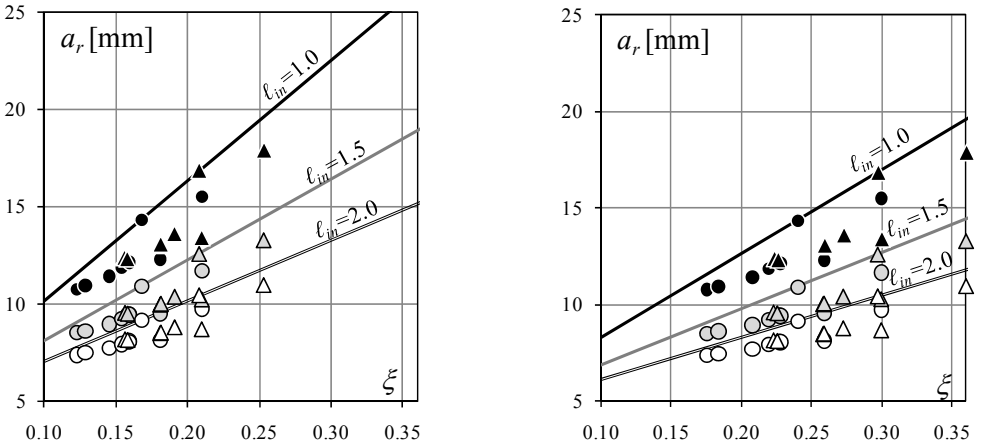


図 5.14　初期不整値 *ar* のモデル化

ℓ_{in} 凡例	ℓ_{in}=1.0	ℓ_{in}=1.5	ℓ_{in}=2.0
評価用特性値を用いた初期不整値	――	――	――
標準部材の初期不整値(case1, case2)	●, ▲	●, ▲	○, △



(a) ℓ_{k0}(=L_0/L_k)=1.0 の場合　　(b) ℓ_{k0}(=L_0/L_k)=0.7 の場合

図 5.15　初期不整値 a_r と接合部長さ比 ξ

5.6.2　座屈前変形による変位 $a_r/\left(1-N_{cu}/N_{cr}^{B}\right)$の検討

両端ピンのオイラー座屈荷重 N_{cr}^{B0} を降伏軸力の最大値 N_{max} の 1.5 倍としていることを踏まえ，5.5 節で検討した N_{cr}^{B}/N_{cr}^{B0} の値を使って設計荷重時の拘束材端部の変位を表すと式(5.9)のようになる。ただし， $N_{cu}<N_{cr}^{B}$ の場合に限る。

$$\frac{a_r}{1-\dfrac{N_{cu}}{N_{cr}^{B}}}=\frac{a_r}{1-\dfrac{N_{cu}/N_y}{N_{cr}^{B}/N_y}}=\frac{a_r}{1-\dfrac{1.3}{1.5\cdot 245/225\cdot N_{cr}^{B}/N_{cr}^{B0}}} \tag{5.9}$$

設計荷重時の拘束材端部の変位を算出するために，BRB 構面と直交方向に層間変位が生じる状況を想定する。この場合 BRB は面外方向に逆対称の変形モードとなるため，全体座屈荷重としては図 5.12(d)に示す逆対称モード座屈荷重 N_{cr}^{Bm2} に注目し，比較のため図 5.12(b)に示す両端バネの対称モード座屈荷重 N_{cr}^{Bs} についても検討する。

表 5.2 の評価用特性値を用いて算出した座屈前変形による変位と標準部材(case1, case2) 各々の特性値を用いて算出した値との比較を行う。図 5.16 に ξ と座屈前変形に

よる変位の関係を示す。全体座屈荷重として N_{cr}^{Bm2} を用いた場合，評価用特性値を用いた座屈前変形による変位は，標準部材各々の特性値を用いた変位を包絡していることがわかる。 N_{cr}^{Bs} を用いた座屈前変形による変位は，概ね N_{cr}^{Bm2} を用いた値と同程度であるが，本章ではより精緻なモデルである逆対称モード座屈荷重 N_{cr}^{Bm2} を用いた変位により評価する。座屈前変形による変位量は ξ が大きいほど大きくなる。また，接合部剛性が大きく，貫入長比が大きいほど座屈前変形による変位量は小さくなるが，特に ℓ_{k0} =0.7, ℓ_{in} =2.0 では $_{\xi}\kappa_{Rg}$ の大きさに依らず a_r と同程度の値であり，座屈前変形による面外変位の増幅は非常に小さいことがわかる。

$N_{cr}{}^{B}$ 凡例	$N_{cr}{}^{B}=N_{cr}{}^{Bs}$	$N_{cr}{}^{B}=N_{cr}{}^{Bm2}$
評価用特性値を用いた座屈拘束材端部の変位	———	———
標準部材の座屈荷重座屈拘束材端部の変位(case1, case2)		○, △

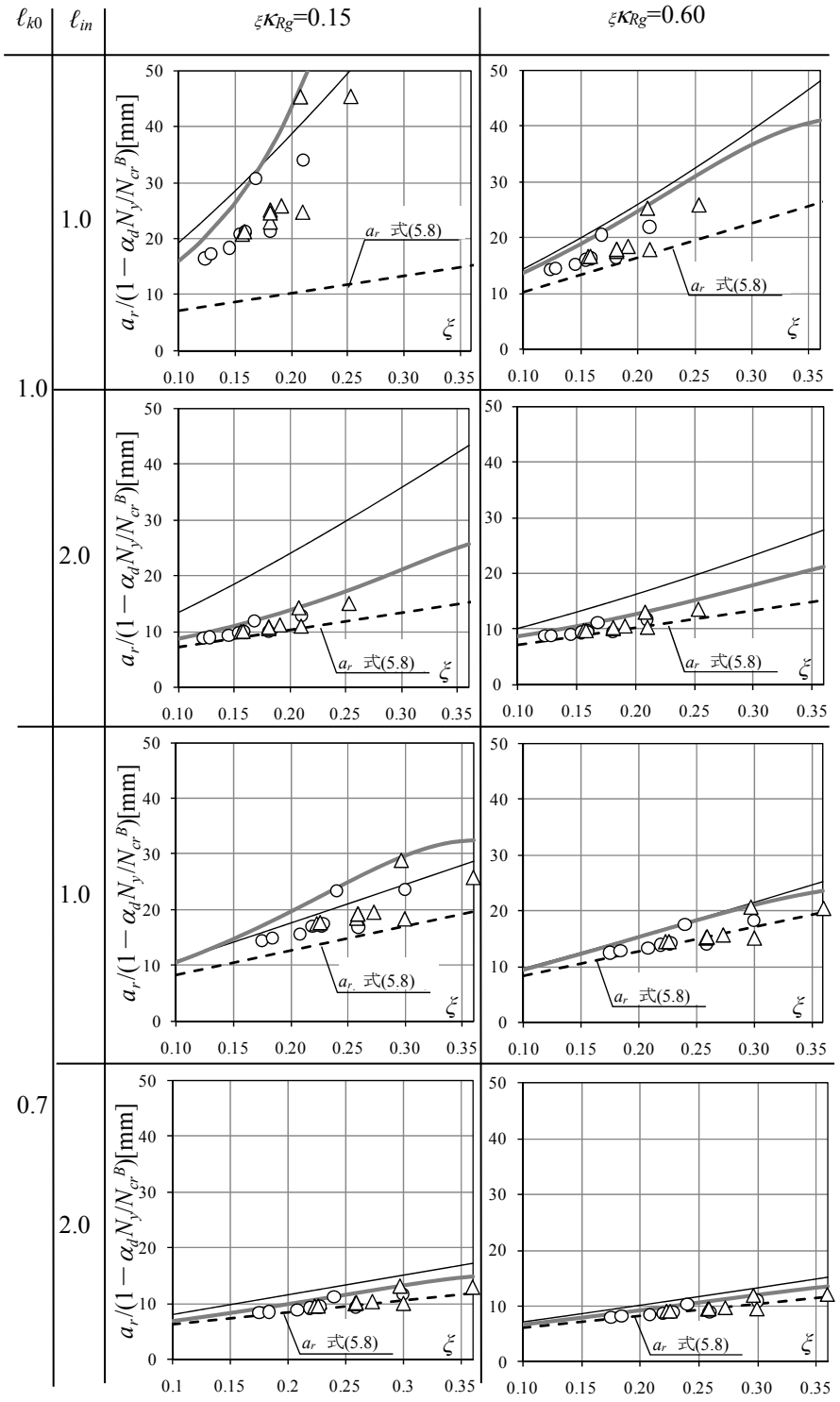


図 5.16　設計荷重時の座屈拘束材端部の変位

5.7　設計用偏心曲げモーメント M_{ec}^{r}/N_{y}

5.7.1　接合部の座屈耐力式

BRB の座屈拘束材端部曲げ耐力を 0 とした場合の座屈荷重 N_{cr}^{r} について検討する。N_{cr}^{r} は図 5.17 に示すように，M_{p}^{r}=0 のときの接合部座屈荷重である。式(5.2)で示した等価細長比 λ_{r} を接合部断面積 A_2 と塑性化部の断面積 A_0 の比 A_2/A_0，座屈長さ比 ℓ_{k0} を用いて整理すると以下となる。

$$\lambda_r = 2\pi\xi\cdot\ell_{k0}\sqrt{\frac{1}{\gamma}\cdot\frac{A_2}{A_0}\frac{E}{1.5\cdot\sigma_{y\max}}\cdot\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}+24/\pi^2}{(1-2\xi)\,{}_{\xi}\kappa_{Rg}}} \tag{5.10}$$

さらに，λ_{r} を用いて日本建築学会鋼構造設計規準[5.1)]で算出した圧縮許容応力度 f_{c}^{r} と A_2/A_0 を使って N_{cr}^{r} を BRB の降伏軸力 N_{y} で基準化した値を表すと次式となる。

$$N_{cr}^{r}/N_{y} = 1.5\cdot f_{c}^{r}/\sigma_{y}\cdot A_2/A_0 \tag{5.11}$$

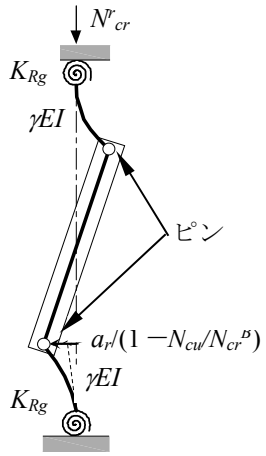


図 5.17　接合部座屈荷重のモデル図

5.7.2　接合部座屈荷重 N_{cr}^{r}/N_{y} の評価

表 5.2 の評価用特性値を用いた場合と，標準部材(case1, case2) 各々の特性値を用いた場合の接合部座屈荷重 N_{cr}^{r} および等価細長比 λ_{r} と接合部長さ比 ξ との関係を図 5.18 に示す。グラフには N_{cr}^{r}/N_{y}=1.3 のときの ξ を点線で示している。これは設計用軸力

N_{cu}=1.3 N_y とした場合，接合部座屈荷重が設計用軸力以上確保できるξの範囲を示す。評価用特性値を用いた接合部座屈荷重は標準部材各々の特性値を用いた値の下限を抑えており，安全側の評価となっている。

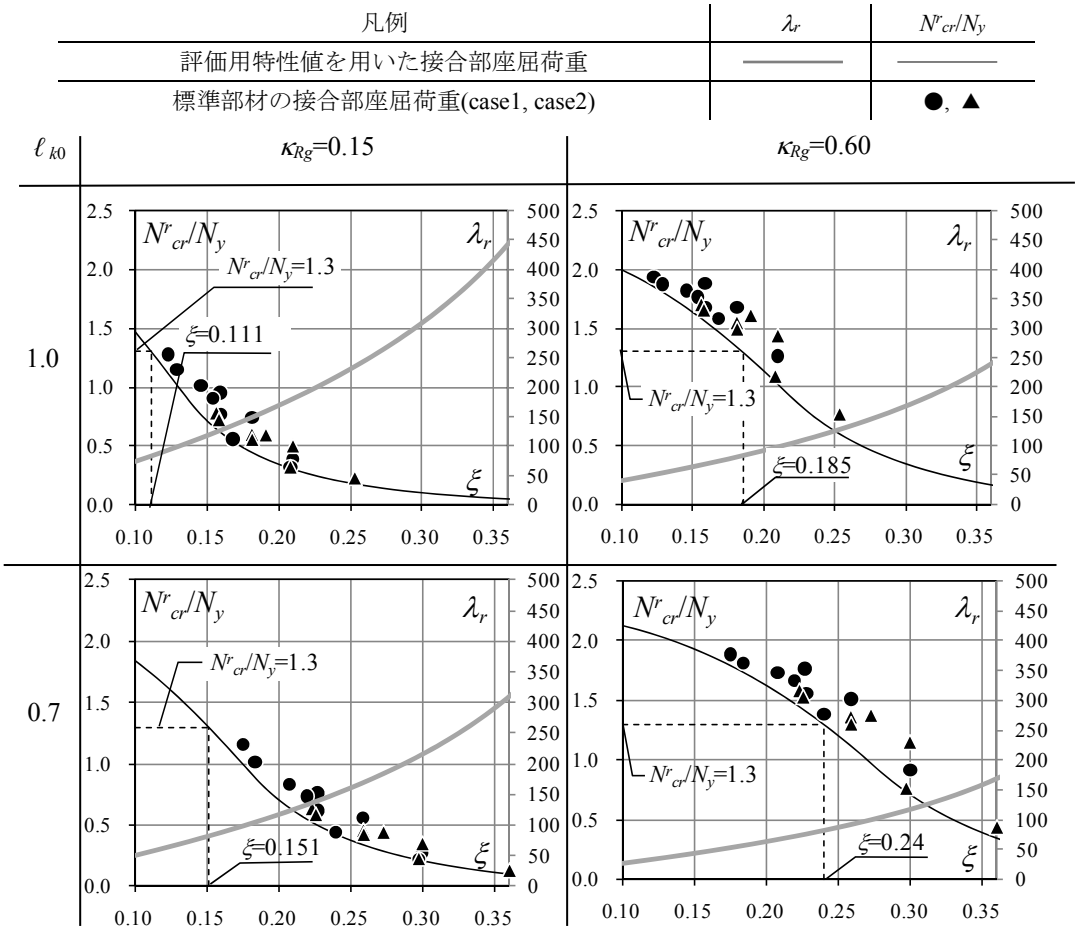


図 5.18　接合部の等価細長比 λ_r と規準化された接合部座屈荷重 N^r_{cr}/N_y

5.7.3　BRB の芯材突出部に生じる偏心曲げモーメント M^r_{ec}/N_y の評価

降伏軸力で基準化された機構安定条件式(5.4)の右辺第一項の設計用偏心曲げモーメント M^r_{ec}/N_y に注目する。

図5.16と図5.18の結果を用いて M^r_{ec}/N_y と接合部長さ比ξとの関係を図5.19に示す。なお，$N^r_{cr}/N_y > \alpha_d$ (=1.3)の場合は M^r_{ec}/N_y =0 とした。評価用特性値は接合部座屈荷重算定時と同様とする。評価用特性値を用いて算出した値は，標準部材各々の特性値を用いて算出した値の上限を包括しており安全側の評価となっている。

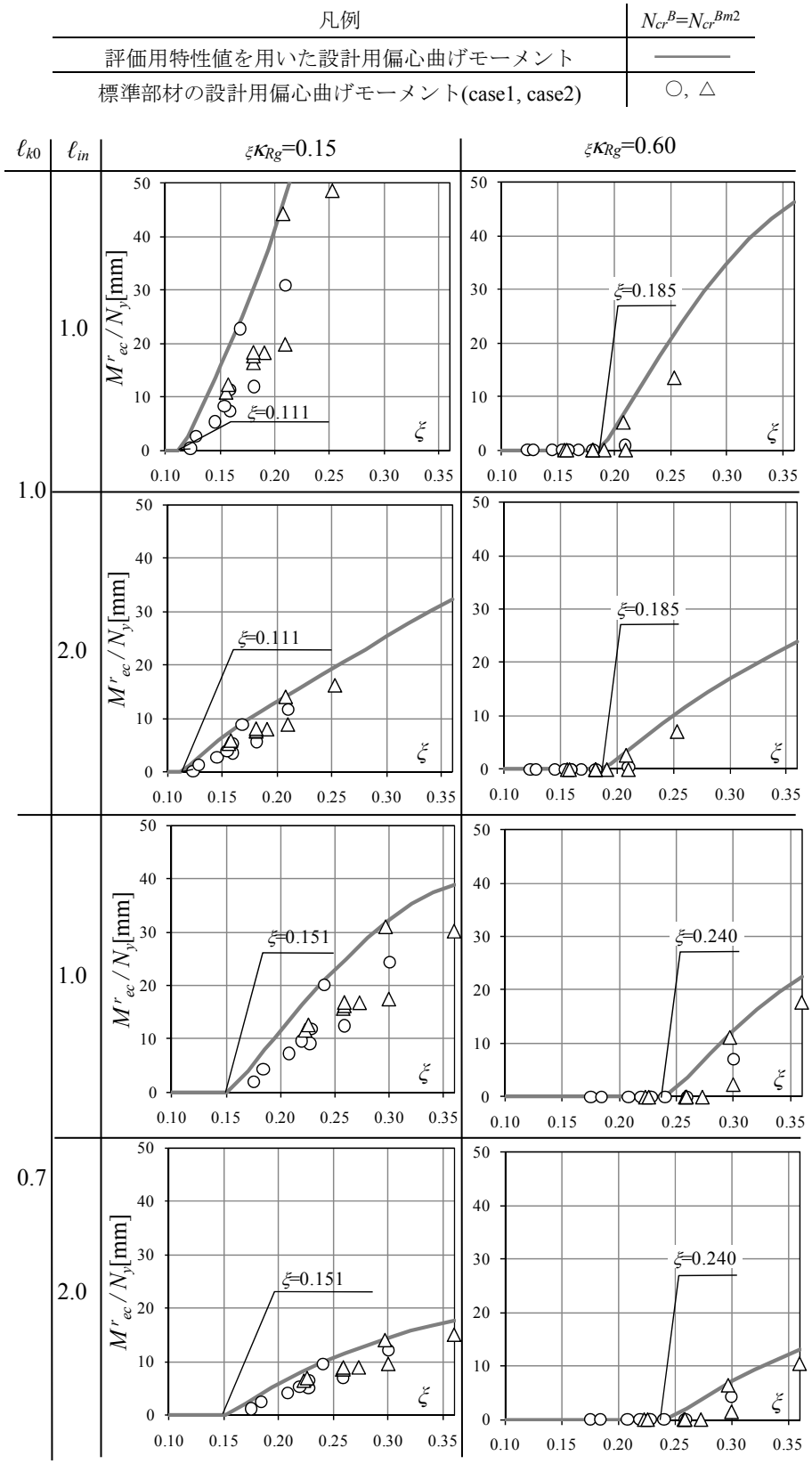


図 5.19　BRB の設計用偏心曲げモーメント M^{r}_{ec}/N_y

5.8　設計用付加曲げモーメント M_0^r/N_y

図 5.20 に示すように BRB が構面外層間変形により構面外方向に強制変位 δ_0 を受ける場合，拘束材端部に加わる曲げモーメント M_0^r を 7 要素モデル各部位の変形の和から誘導すると，次式で表すことができる。

$$\frac{M_0^r}{N_{cr}^{B0}}=\frac{1}{\pi^2}(1-2\xi)\left\{\delta_0-2s_r(1-2\xi)\frac{\ell_{k0}\cdot\ell_{wk}}{\ell_{in}}\right\}\cdot\left(\frac{1}{\ell_{k0}}\right)^2 \cdot\frac{6\gamma}{2\xi'(3-6\xi'+4\xi'^2)+\gamma(1-2\xi')^3+\dfrac{6\xi}{{}_{\xi}\kappa_{Rg}}+\dfrac{6\gamma(1-2\xi')^2}{{}_{L}\kappa_{Rr}}} \tag{5.12}$$

ここで，L_0 はブレース長さ，L_k は限界座屈長さ，W_1 は芯材突出部幅であり，無次元化パラメータはそれぞれ $\ell_{k0}=L_0/L_k$，$\ell_{wk}=L_k/W_1$，$\ell_{in}=L_{in}/W_1$ である。一方，第 3 章で示したように，M_0^r は接合部の回転剛性に対して拘束材の曲げ剛性，拘束材端部の回転剛性が十分に大きい場合を想定し，式(5.13)で近似できる。

$$M_0^r=(1-2\xi)\left\{\frac{\delta_0}{L_0}-(1-2\xi)\frac{2s_r}{L_{in}}\right\}\cdot K_{Rg} \tag{5.13}$$

式(5.13)の K_{Rg} を無次元化回転ばね剛性比で表現し，限界座屈長さ L_k に対する両端ピンの座屈荷重 N_{cr}^{B0} で除すと次式となる。

$$\frac{M_0^r}{N_{cr}^{B0}}=\frac{1}{\pi^2}(1-2\xi)\left\{\delta_0-2s_r(1-2\xi)\frac{\ell_{k0}\cdot\ell_{wk}}{\ell_{in}}\right\}\cdot\left(\frac{1}{\ell_{k0}}\right)^2\cdot\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg}}{\xi} \tag{5.14}$$

式(5.12)を γ=1.0，${}_{L}\kappa_{Rr}\to\infty$，$EI\to\infty$ とすれば最終項は ${}_{\xi}\kappa_{Rg}/\xi$ となり，式(5.14)と一致する(付録 5.1 参照)。式(5.12)，(5.14)の $2s_r(1-2\xi)\ \ell_{k0}\ \ell_{wk}/\ell_{in}$ は拘束材端部のクリアランスにより生じる変形であり，この項が小さいほど曲げモーメントは大きくなるため，強制構面外変形による曲げモーメントを検討する場合には ℓ_{wk} を最小の 22 として評価する。尚，式(5.12)，(5.14)は両端ピンのオイラー座屈荷重で除しているが，ここでは式(5.15)のように降伏軸力 N_y で基準化した設計用付加曲げモーメント M_0^r/N_y を算出する。

$$M_0^r / N_y = M_0^r / N_{cr}^{B0} \cdot 1.5 \cdot 245/225, (N_{cr}^{B0} = 1.5 \cdot 245/225 \cdot N_y) \quad (5.15)$$

面外変位としては階高 4500mm，層間変形角 1/100 に相当する δ_0=45mm を仮定し，強制変位による付加曲げモーメントの評価を行う。接合部曲げ剛性比 γ，拘束材端部の回転ばね剛性比 ${}_L\kappa_{Rr}$ の評価用特性値は，安全側の評価となるように，表 5.2 に示す分布範囲中の最大値を採用した。M_0^r / N_y の分布は図 5.20 に示すように端部ほど大きくなる逆対称形であるため，式(5.12)，(5.14)ともに ξ が大きくなると M_0^r / N_y は小さくなる。

表 5.2 の評価用特性値による式(5.12)および式(5.14)を用いた設計用付加曲げモーメント M_0^r / N_y を図 5.21 に示す。 図 5.21 の式(5.12)の値は個々の標準部材の値を包絡した結果となっており，BRB の機構安定条件確認のための設計用付加曲げモーメントとしては，表 5.2 に示す評価用特性値による式(5.12)を用いて算出した値を採用する。

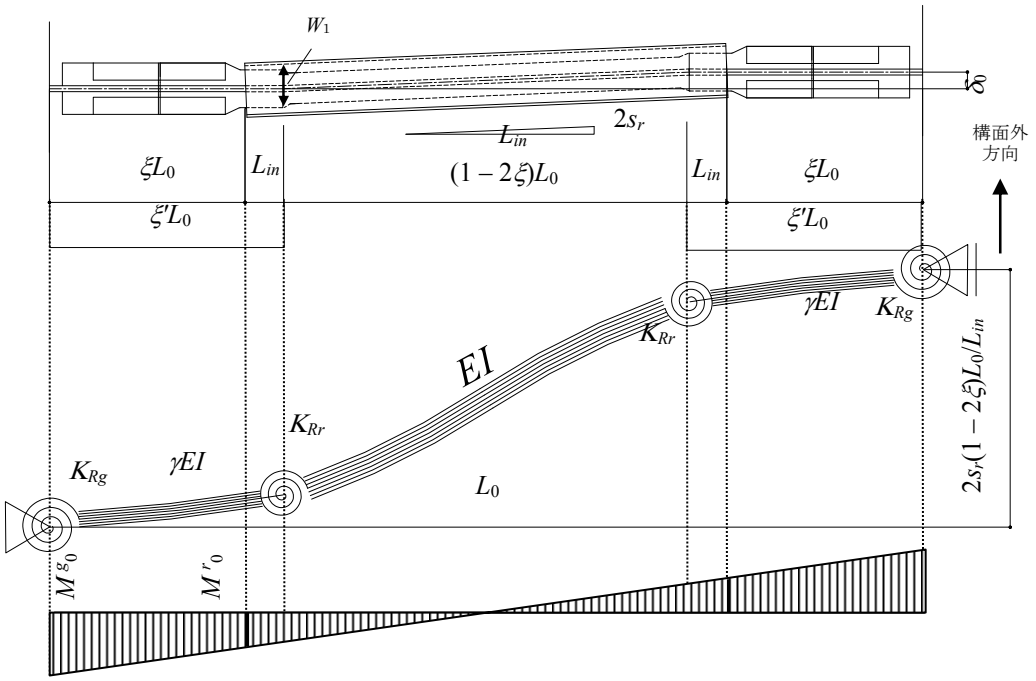


図 5.20　強制面外変形下の曲げモーメント分布

凡例	式(5.12)	式(5.14)
評価用特性値を用いた設計用付加曲げモーメント	――	――
標準部材の設計用付加曲げモーメント(case1, case2)	●, ▲	

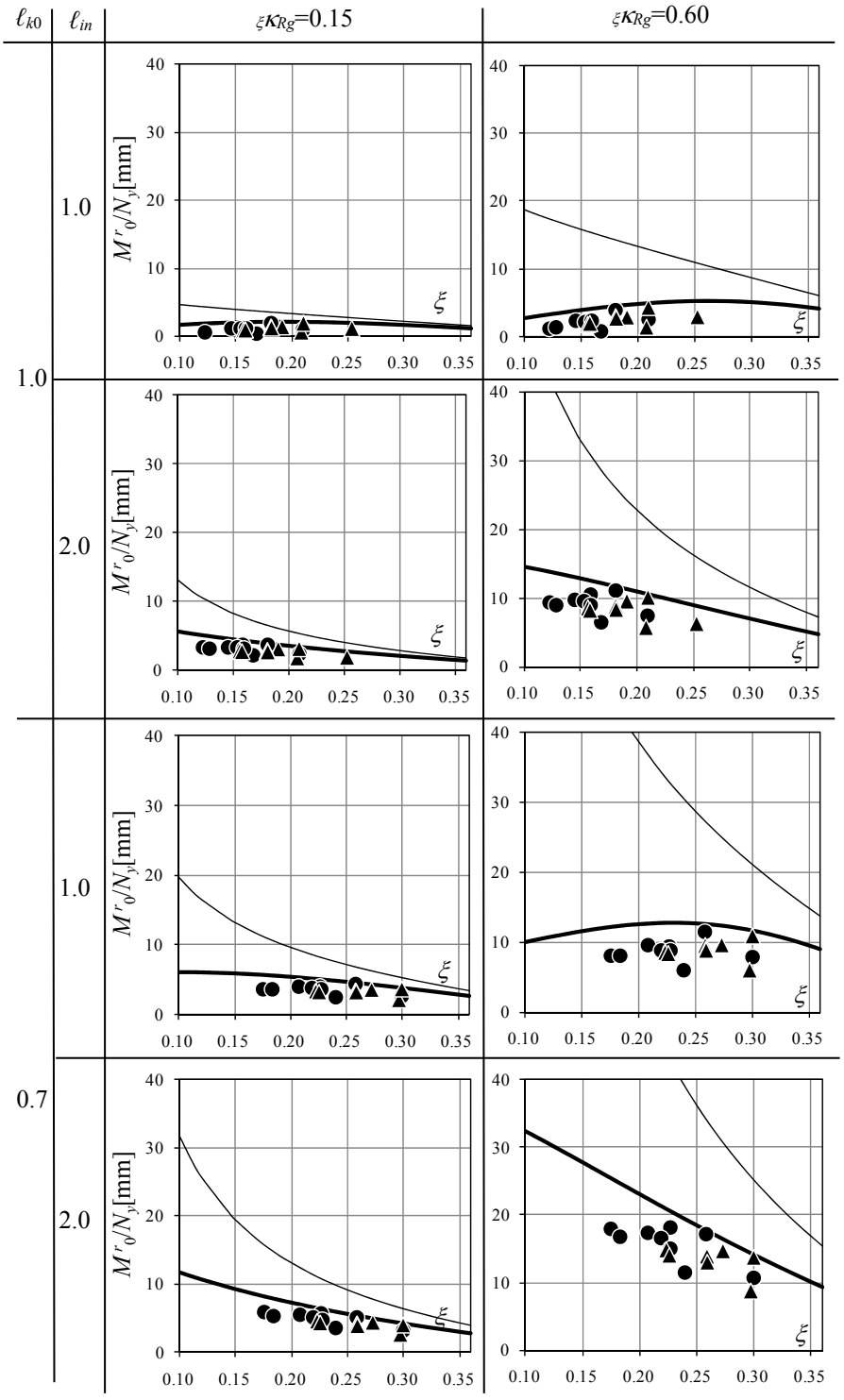


図 5.21　各モデルの設計用付加曲げモーメント M_0^r / N_y

5.9 BRB 機構安定性の評価手法

5.9.1 芯材突出部の設計用曲げモーメント M^r/N_y

評価用特性値による 5.7 節の設計用偏心曲げモーメント M^r_{ec}/N_y と 5.8 節の設計用付加曲げモーメント M^r_0/N_y の単純和を設計用曲げモーメント M^r/N_y とする。

$$M^r/N_y = M^r_{ec}/N_y + M^r_0/N_y \tag{5.16}$$

前節までと同様に, 表 5.2 の評価用特性値を用いた場合と, 標準部材(case1, case2)個々の特性値を用いた場合の比較を行う。図 5.22 に設計用曲げモーメント M^r/N_y，設計用付加曲げモーメント M^r_0/N_y を示す。図 5.22 の ${}_{\xi}\kappa_{Rg}$=0.60, ℓ_{k0}=1.0, ℓ_{in}=2.0 のグラフ中に示すように，実線(M^r/N_y)との点線(M^r_0/N_y)の差が設計用偏心曲げモーメント M^r_{ec}/N_y となる。また， $N_{cu}<N^r_{cr}$ となる ξ の範囲を示す。この範囲は芯材突出部の曲げモーメントの大きさに関わらず機構安定性を満足し，設計用偏心曲げモーメント M^r_{ec} は 0 となる。評価用特性値を用いた設計用曲げモーメントは，標準部材個々の特性値から算出した値よりもやや高い値となるが，すべてを包絡した評価となっている。

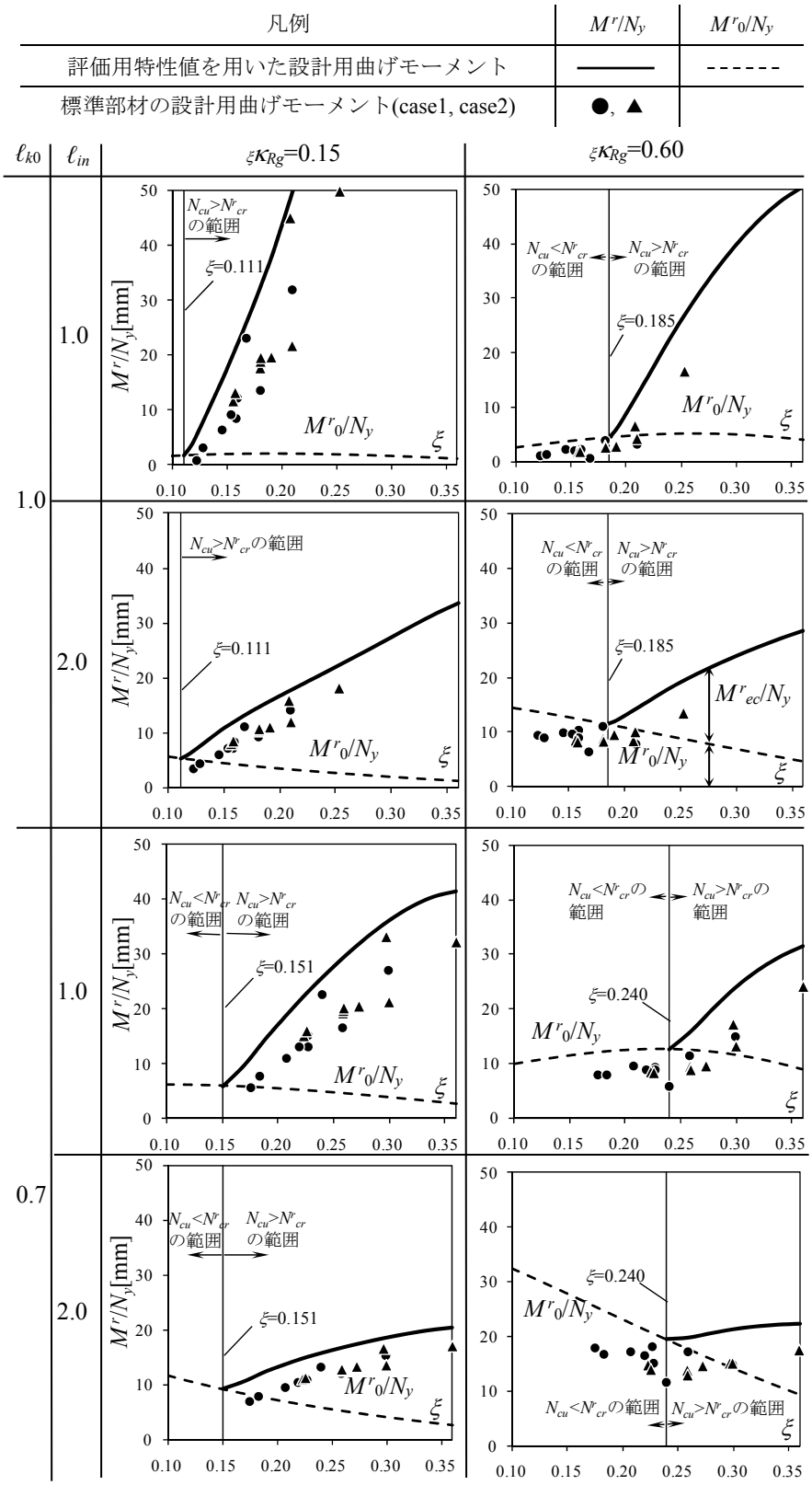


図 5.22　芯材突出部の設計用曲げモーメント

5.9.2 拘束材端部の曲げ耐力 M_p^r

座屈拘束材端部の貫入長比 $\ell_{in}(=L_{in}/W_1)$≥1.5~2.0 とすれば，座屈拘束材端部の曲げ耐力 M_p^{r-rest} は，芯材突出部の曲げ耐力 M_p^{r-neck} よりも概ね大きくなることが確認されている[5.7]ため，本節では芯材突出部の曲げ耐力 M_p^{r-neck} について検討する。M_p^{r-neck} は第 3 章付録 3.4 で示したように，式(5.17)で算出でき，実験値とも良い対応を示している。

$$M_p^r = M_p^{r-neck} = Z_p^r \sigma_y \left\{ 1 - \left(\frac{N_{cu} - N_{wy}^c}{N_u^c - N_{wy}^c} \right)^2 \right\} \tag{5.17}$$

ここで，N_{wy}^c ：ウェブの降伏軸力，N_u^c ：芯材突出部の終局耐力(=σ_u A_1)，Z_p^r ：芯材突出部の塑性断面係数である。A_1/A_0 の評価用特性値を表 5.2 に示す通り 1.33，芯材材質 LYP225 に対し引張強さと降伏応力度の比 σ_u/σ_y を 300/225=1.33，簡単のためウェブの降伏軸力 N_{wy}^c=0.5 A_1 σ_y とすると N_y で基準化された M_p^r は以下のように整理できる。

$$\frac{M_p^r}{N_y} = \frac{Z_p^r \sigma_y}{N_y} \left\{ 1 - \left(\frac{\alpha_d - 0.5 A_1/A_0}{A_1/A_0 \cdot \sigma_u/\sigma_y - 0.5 A_1/A_0 \cdot} \right)^2 \right\} = 0.67 \frac{Z_p^r}{A_0} \tag{5.18}$$

5.9.3 面外座屈安定性能曲線

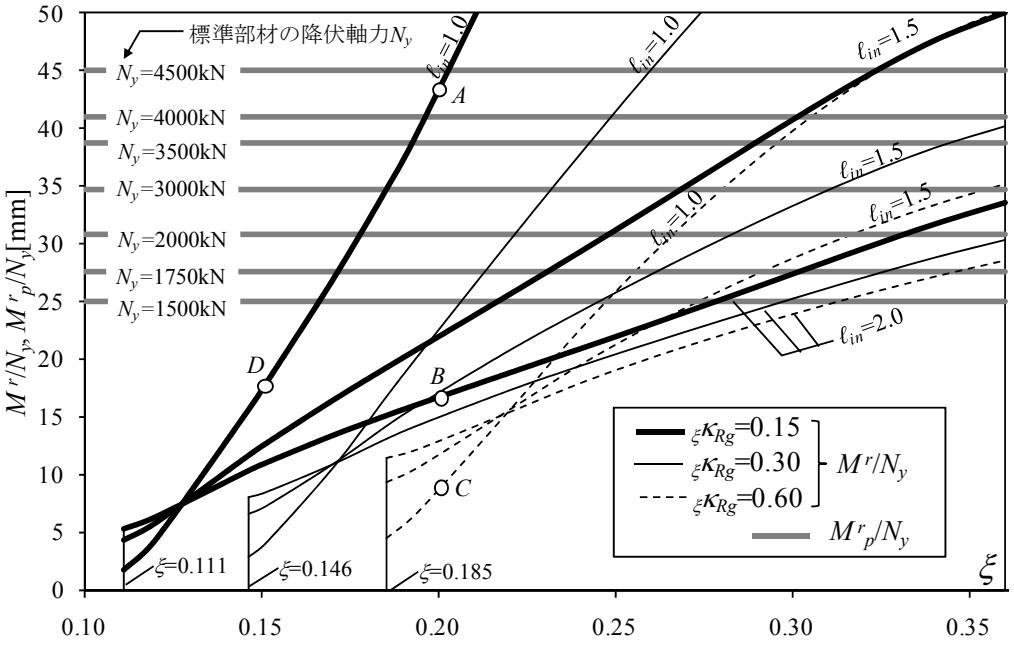
図 5.23 に図 5.22 の M^r/N_y の実線部分のみを取り出し，式(5.18)から算出される標準部材の N_y ごとの拘束材端部の曲げ耐力 M_p^r/N_y との比較を示す。尚，M^r/N_y については接合部が中間の剛性である $_\xi\kappa_{Rg}$=0.3 と貫入長比 ℓ_{in}=1.5 の場合も併せて示している。これを面外座屈安定性能曲線と呼ぶこととする。図 5.23 の設計用曲げモーメント M^r/N_y は N_y に依らずに一つのグラフに表現できるため，ブレース容量によらず設計変数特性値 ξ，ℓ_{in}，$_\xi\kappa_{Rg}$ の機構安定性への影響を視覚的に把握することができる。設計時において ℓ_{k0}=0.7～1.0 の場合には ℓ_{k0}=1.0 のグラフを，ℓ_{k0}≤ 0.7 の場合には ℓ_{k0}=0.7 を使うものとする。芯材突出部の設計用曲げモーメント M^r/N_y は設計変数特性値 ξ，ℓ_{in}，$_\xi\kappa_{Rg}$ から，芯材突出部の曲げ耐力 M_p^r/N_y は BRB の N_y から，それぞれグラフから読み取り，$M_p^r/N_y > M^r/N_y$ であれば面外座屈安定条件を満足することを示す。例

えば ℓ_{k0}=1.0，N_y=2000kN，ξ=0.20，$_{\xi}\kappa_{Rg}$=0.15，ℓ_{in}=1.0 の場合，設計用曲げモーメント M^r/N_y は図 5.23 中の A 点の値となり，芯材突出部の曲げ耐力 M_p^r/N_y (N_y=2000kN の線)より大きく，安定条件を満足していないことになる。この場合，貫入長を長くして ℓ_{in}=2.0 とする(同 B 点)，あるいは接合部にリブ等を配置して接合部の面外回転剛性を高めて $_{\xi}\kappa_{Rg}$=0.60 とする(同 C 点)，または超高力ボルトの採用等により接合部長さを短くして ξ=0.15 とする(同 D 点)等により，安定条件を満足させる ($M_p^r/N_y > M^r/N_y$) ことが可能となる。

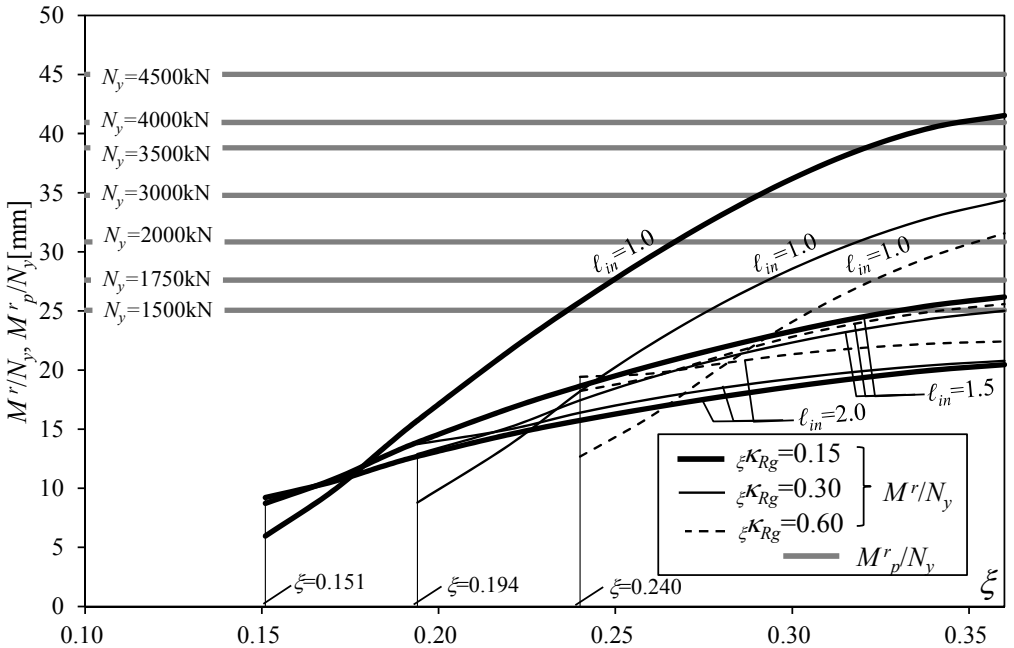
尚，面外座屈安定性能曲線において，$_{\xi}\kappa_{Rg}$ が大きいと M^r/N_y が 0 から立ち上がる ξ の値が大きくなる。これは，N_{cr}^r が $_{\xi}\kappa_{Rg}$ に依存して大きくなるためであり，接合部の剛性と耐力を高めて BRB の安定性を確保する設計法に対応している。一方，表 5.1 にブレース容量の異なる新たな BRB の部材リストを追加する場合でも，評価用特性値の値が表 5.2 の範囲内であれば，図 5.23 の M^r/N_y は汎用的に使うことができる点がこの安定性能曲線の利点である。

5.9.4 評価用特性値による評価の精度

評価用特性値を用いることで M^r/N_y をどの程度の誤差で評価しているかを検討する。図 5.24 は，横軸に評価用特性値による M^r/N_y の評価値を，縦軸に標準部材個々の特性値による M^r/N_y の評価値を示している。また，表 5.5 には(評価精度) = (標準部材個々の特性値による M^r/N_y) / (評価用特性値による M^r/N_y)として計算した評価精度の平均値と標準偏差を示す。評価用特性値を使うことで M^r/N_y をやや過大に評価する傾向にあるものの，第 3 章で示したように，式(5.1)が安全側に 30%，危険側に 15%程度の精度で実験結果と整合していることを考慮すれば，概ね安全側で機構安定性を評価できていると考える。

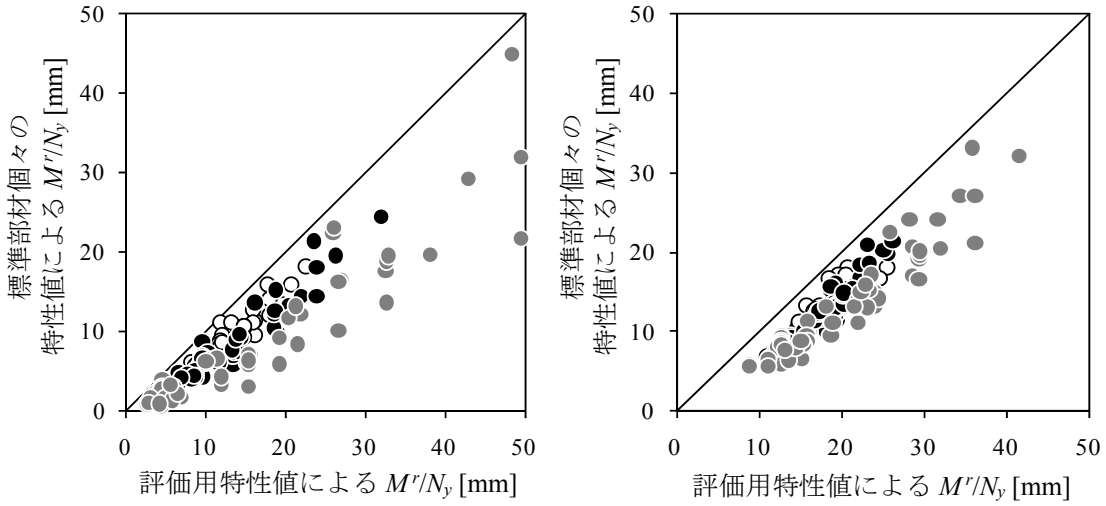


(a) ℓ_{k0}=1.0 の場合



(b) ℓ_{k0}=0.7 の場合

図 5.23　BRB の面外座屈安定性能曲線(LYP225　芯材形状＋タイプ)



(a) ℓ_{k0}=1.0 の場合　　(b) ℓ_k 0=0.7 の場合

図 5.24　本検討範囲における M^r / N_y の精度

表 5.4　評価用特性値を使うことによる評価精度

Mark	ℓ_{k0}	ℓ_{in}	平均値	標準偏差
○	1.0	2.0	0.68	0.068
●		1.5	0.63	0.112
●		1.0	0.50	0.176
○	0.7	2.0	0.73	0.065
●		1.5	0.70	0.072
●		1.0	0.64	0.010

5.10 結

本章では，実際の建物に用いられている BRB および接合部ディテールを調査・分析し，本研究で提案した BRB の機構安定条件式中の各項の値に寄与する各種特性値を特定すると共に，BRB の機構安定性を視覚的に評価できる手法を提案した。以下に得られた知見を示す。

1) 実際に用いられている接合部ディテールの FEM 解析により，接合部端部の構面外回転剛性を評価した結果，取付く柱梁の剛性の影響が大きく，面外変形を拘束するためのリブを設けた場合においても，接合部端部が柱梁と回転剛で接合された場合の回転剛性の半分程度以下となる場合があり，特に剛な接合部を評価する場合は，柱梁を含めた接合部の構面外回転剛性の影響を考慮する必要がある。

2) 実際使われている BRB や接合部ディテールを調査・分析し，機構安定条件式の各項に寄与する特性値の内，主要な変動パラメータとしての設計変数特性値と一定値として取り扱える評価用特性値を特定した。また，設定した評価用特性値は，実際に多く用いられている BRB の機構安定性を安全側に評価できていることが確認された。

3) これらの特性値を用いて算定した拘束材端部位置での単位降伏軸力あたりの設計用曲げモーメントと，単位降伏軸力あたりの拘束材端部の曲げ耐力の大小関係を面外座屈安定性能曲線上で比較することにより，第 3 章で提案した BRB の機構安定条件を条件式に数値を代入することなく視覚的に評価できることを示した。

第 5 章の付録

付録 5.1

式(5.12)にて接合部の回転変形以外を無視した場合について以下に示す。

式(5.12)の$\gamma \to 1$, $1/_L\kappa_{Rr} \to 0$ とすると以下となる。

$$M_0^r = \frac{1}{\pi^2}(1-2\xi)\left\{\delta_0 - 2s_r(1-2\xi)\frac{L_0}{L_{in}}\right\}\cdot\left(\frac{L_k}{L_0}\right)^2 \cdot \frac{6}{1+\dfrac{6\xi}{{}_\xi\kappa_{Rg}}} N_{cr}^{B0}$$

$$= \frac{1}{\pi^2}(1-2\xi)\left\{\delta_0 - 2s_r(1-2\xi)\frac{L_0}{L_{in}}\right\}\cdot\left(\frac{L_k}{L_0}\right)^2 \cdot \frac{6}{1+\dfrac{6\xi}{K_{Rg}\cdot\dfrac{\xi L_0}{\gamma EI}}} N_{cr}^{B0}$$

$$= \frac{1}{\pi^2}(1-2\xi)\left\{\delta_0 - 2s_r(1-2\xi)\frac{L_0}{L_{in}}\right\}\cdot\left(\frac{L_k}{L_0}\right)^2 \cdot \frac{6}{1+\dfrac{6\xi}{K_{Rg}\cdot\dfrac{\xi L_0}{\gamma EI}}} \frac{\pi^2 EI}{{L_k}^2}$$

$$= (1-2\xi)\left\{\delta_0 - 2s_r(1-2\xi)\frac{1}{L_{in}}\right\}\cdot\frac{1}{\dfrac{L_0}{6EI}+\dfrac{1}{K_{Rg}}} \qquad \text{(付 5.1)}$$

式(付 5.1)には鋼管の曲げ剛性が含まれているため, 1/EI→0 とすると本文式(5.13)と同じであり，無次元化パラメータを使って表現すると式(5.14)となる

第 5 章の参考文献

5.1) 日本建築学会：鋼構造設計規準－許容応力度設計法－，2005.9

5.2) 天畠秀秋，聲高裕治，井上一朗 : 接合部を含む座屈拘束ブレースの構面外座屈荷重，日本建築学会構造系論文集，第 581 号，pp.127-134 ，2004.7

5.3) 木下智裕，聲高裕治，井上一朗，飯谷邦祐 : 接合部を含む座屈拘束ブレースの構面外座屈防止条件，日本建築学会構造系論文集，第 621 号，pp.141-148，2007.11

5.4) 藤井俊二, 田川浩 : 丸鋼芯材を二重鋼管により座屈拘束したブレースの挙動特性，日本建築学会構造系論文集，第 659 号，pp.167-174，2011.1

5.5) 木下智裕，聲高裕治，井上一朗，飯谷 邦祐：十字形断面をもつ座屈拘束ブレース接合部の構面外曲げ剛性と降伏曲げ耐力，日本建築学会構造系論文集，第 632 号，pp.1865-1873，2008.10

5.6) 竹内　徹，山田哲，北川まどか，鈴木一弁，和田章：構面外剛性の低い接合部により接合された座屈拘束ブレースの座屈安定性，日本建築学会構造系論文集，第 575 号，pp.121-128，2004.1

5.7) 竹内　徹，松井良太，西本晃治，高橋聡史，大山翔也：拘束材回転剛性を考慮した座屈拘束ブレースの有効座屈長，日本建築学会構造系論文集，第 639 号，pp.925-934，2009.5

5.8) 新日鉄住金エンジニアリング株式会社：アンボンドブレース技術資料

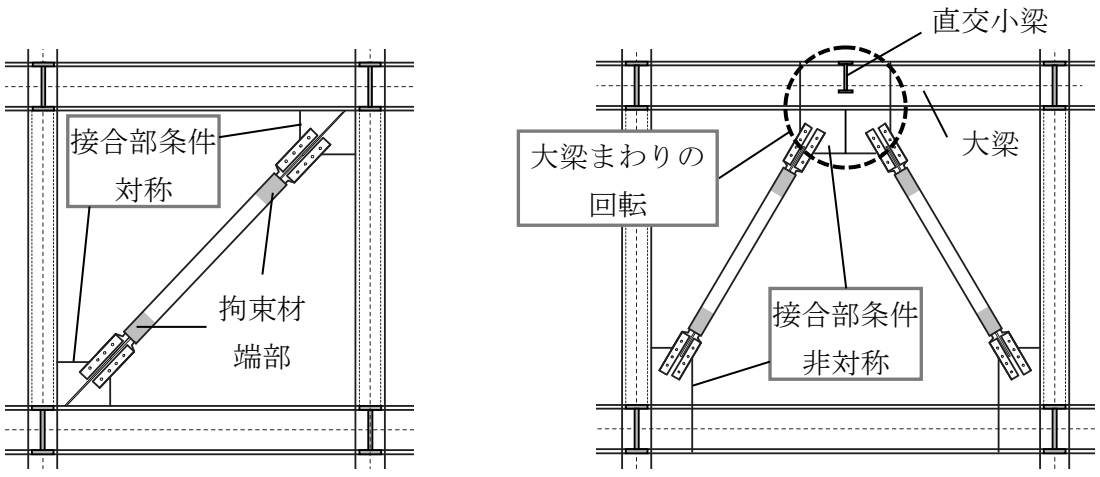
第 6 章　K 型配置された座屈拘束ブレースの機構安定設計

6.1 序

前章までは，図 6.1.1(a)に示すような，両端の接合部条件が対称となる片流れ配置された BRB の機構安定条件について論じてきた。実際の設計において BRB を配置する場合，このような片流れ配置だけではなく，図 6.1.1(b)に示すような，BRB の片側を梁に取り付けるいわゆる K 型配置とすることも多い。

K 型配置とした場合，BRB 両端の接合部の長さや形状が異なると共に，梁側接合部は取付く大梁の回転剛性の影響を大きく受けるため，両端の接合部条件が非対称となる。このような接合部条件が両端で非対称となる場合における，拘束材端部の曲げモーメント伝達能力を考慮した機構安定評価式は，三原ら[6.1)~6.3)]によって検討が行われている。

そこで本章においては，K 型配置のように接合部条件が非対称となる座屈拘束ブレースの機構安定条件を第 3 章と同様の手法を用いて文献 6.1)に基づき導出し，提案した機構安定評価式を実際の設計に適用する場合の手法について論じる。さらに，梁側接合部の回転剛性を具体的に評価するため，実設計を想定した K 型配置された BRB を含むフレームモデルの FEM 解析を実施すると共に，梁側接合部の回転剛性を簡便に評価できる手法についても検討する。



(a) 片流れ配置(接合条件対称)　　(b) K 型配置(接合条件非対称)

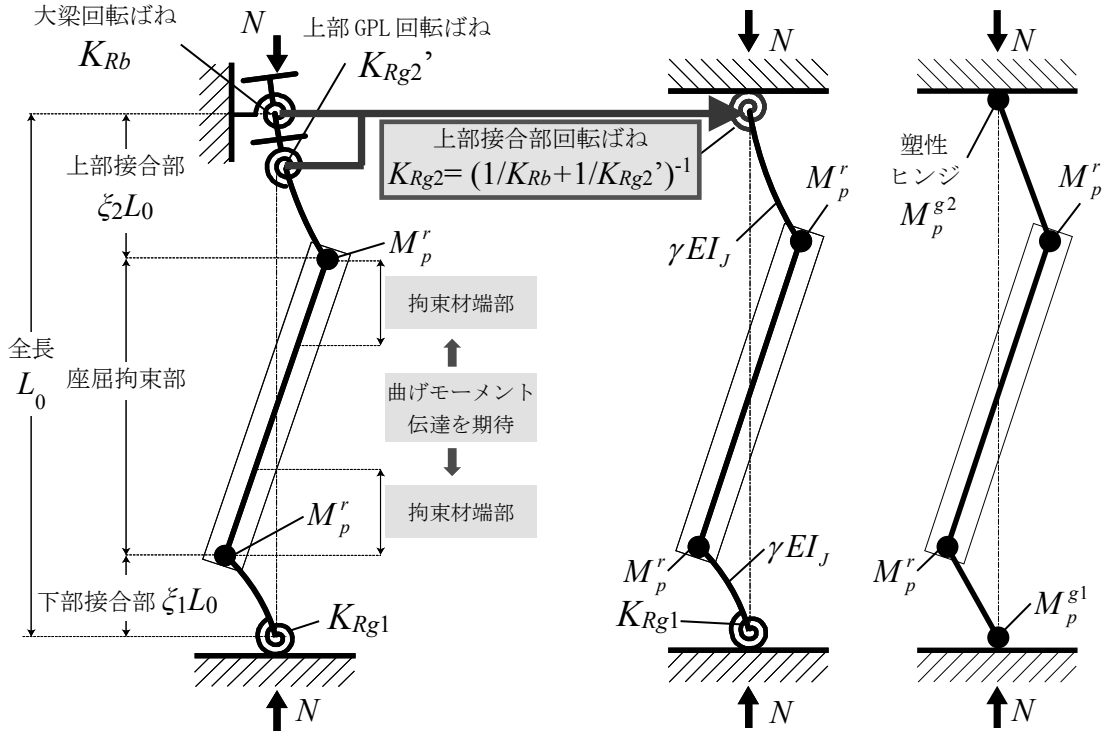
図 6.1.1　BRB の配置方法と接合部条件

6.2　両端の接合条件が非対称な場合の機構安定条件の誘導

6.2.1　接合条件が非対称な場合の機構安定評価式の概要

本節では第 3 章の考え方に基づき，K 型配置を想定した接合条件非対称の場合の機構安定評価式を展開する。

まず，K 型配置された座屈拘束ブレースの梁側接合部では，図 6.2.1(a)に示すように大梁の捩れ変形により接合部長が実質的に長くなり，回転剛性も低下する。これを図 6.2.1(b)，(c)のように大梁の回転中心までを接合部長 $\xi_2 L_0$ とし，回転剛性を大梁の部材軸回りの回転剛性 K_{Rb} と上部ガセットプレート(GPL)の回転剛性 K_{Rg2}' を足し合わせた上部接合部回転剛性 $K_{Rg2}=\left(1/K_{Rg2}'+1/K_{Rb}\right)^{-1}$ として評価する。このモデル化により，機構安定条件の評価は第 3 章の接合条件対称の場合と同様に以下の展開となる。



(a)大梁の回転を考慮　(b)接合部端部弾性　(c)接合部端部塑性

図 6.2.1　K 型配置された座屈拘束ブレースの崩壊メカニズム

接合部の面外回転剛性が低い場合，芯材の元たわみ a，加力部の偏心 e に加え，芯材

と拘束材間のクリアランス s_r によって接合部に初期不整 a_r が生じる。この初期不整のもと，両端部に回転ばねを有する圧縮材の軸力 N - 面外変位 y_r+a_r 関係は第 3 章の式(3.4)と同様に下式のように近似できる。

$$N=\frac{y_r}{y_r+a_r}N_{cr}^{B} \tag{6.2.1}$$

ここに，y_r：拘束材端部の構面外変位，N_{cr}^{B}：接合部端部の回転ばねや接合部剛性を考慮した材全体の最小弾性座屈軸力である。

軸力 N は，図 6.2.2 に示すように拘束材端部の面外変位 y_r+a_r の増加に伴い N_{cr}^{B} に漸近しながら式(6.2.1)の経路を通る。しかし，N_{cr}^{B} に到達する前に拘束材端部において塑性ヒンジが形成され，図 6.2.1(b)，(c)に示すような崩壊メカニズムのもとで安定限界軸力が規定される。すなわち，下式に示す，次項にて導く BRB の崩壊メカニズム時軸力 N - 面外変位 y_r+a_r 関係との交点にて安定限界軸力 N_{lim} が決定される。

・接合部弾性範囲内（図 6.2.1(b)）

$$N=N_{cr}^{r}+\frac{M_p^r-M_0^r}{y_r+a_r} \tag{6.2.2}$$

・接合部塑性範囲内（図 6.2.1(c)）

［逆対称崩壊モード］

$$N=\left(\frac{M_p^{g1}-M_0^r}{\xi_1}+\frac{M_p^{g2}-M_0^r}{\xi_2}\right)\frac{1}{\left[\dfrac{1}{\xi_1}+\dfrac{1}{\xi_2}+\dfrac{4}{(1-\xi_1-\xi_2)}\right]}\frac{1}{y_r+a_r}+\frac{M_p^r-M_0^r}{y_r+a_r} \tag{6.2.3}$$

［片側崩壊モード］

$$N=\frac{M_p^{g2}-M_0^r}{y_r+a_r}\frac{1-\xi_1-\xi_2}{1-\xi_1}+\frac{M_p^r-M_0^r}{y_r+a_r} \tag{6.2.4}$$

式(6.2.1)と式(6.2.2)または式(6.2.1)と式(6.2.3)あるいは式(6.2.4)の交点によって決定される安定限界軸力 N_{lim} は下式となる。

・接合部弾性範囲内（式(6.2.1)と式(6.2.2)の交点）

$$N_{lim1}=\frac{\left(M_p^r-M_0^r\right)/a_r+N_{cr}^r}{\left(M_p^r-M_0^r\right)/\left(a_rN_{cr}^B\right)+1} \tag{6.2.5}$$

・接合部塑性範囲内

［逆対称崩壊モード］（式(6.2.1)と式(6.2.3)の交点）

$$N_{\lim 2}=\frac{\left(M_p^r-M_0^r+C_3\right)/a_r}{\left(M_p^r-M_0^r+C_3\right)/\left(a_r N_{cr}^B\right)+1} \tag{6.2.6}$$

$$C_3=\left(\frac{M_p^{g1}-M_0^r}{\xi_1}+\frac{M_p^{g2}-M_0^r}{\xi_2}\right)\frac{1}{\left[\dfrac{1}{\xi_1}+\dfrac{1}{\xi_2}+\dfrac{4}{\left(1-\xi_1-\xi_2\right)}\right]} \tag{6.2.7}$$

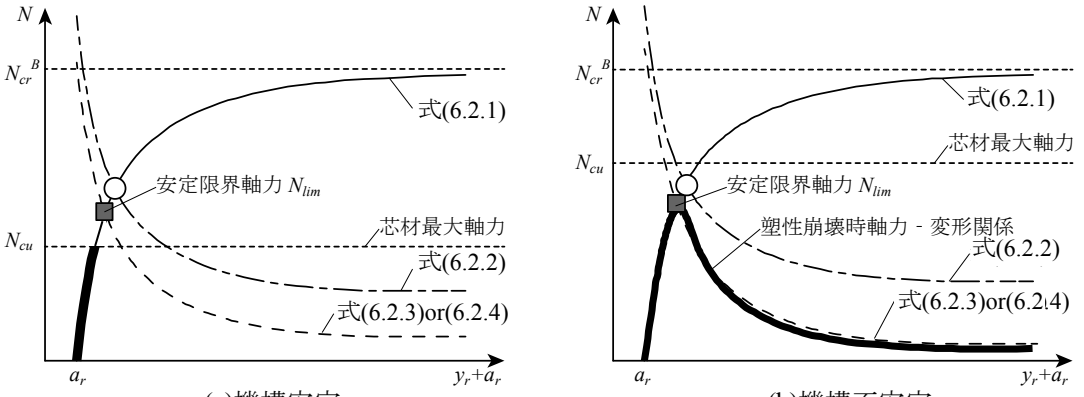
［片側崩壊モード］（式(6.2.1)と式(6.2.4)の交点）

$$N_{\lim 2}=\frac{\left(M_p^r-M_0^r+C_4\right)/a_r}{\left(M_p^r-M_0^r+C_4\right)/\left(a_r N_{cr}^B\right)+1} \tag{6.2.8}$$

$$C_4=\frac{1-\xi_1-\xi_2}{1-\xi_1}\left(M_p^{g2}-M_0^r\right) \tag{6.2.9}$$

ここに，N_{cr}^r ：拘束材端部回転ピンの場合の接合部座屈荷重である。

図 6.2.2(a)に示すように安定限界軸力 $N_{\lim}$ が芯材最大軸力 N_{cu} を上回る場合, 芯材降伏後も不安定現象を生じることなく機構安定となる。図 6.2.2(b)に示すように安定限界軸力 $N_{\lim}$ が芯材最大軸力 N_{cu} を下回る場合，拘束材端部に塑性ヒンジを形成し機構不安定となる。安定限界軸力の値は，式(6.2.5)，(6.2.6)，(6.2.8)のうち最も小さい値とする。



(a)機構安定　　(b)機構不安定

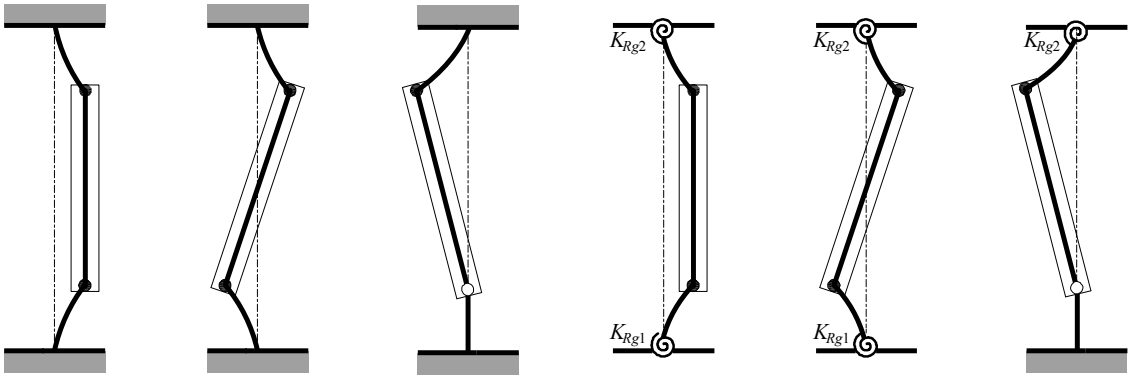
図 6.2.2　座屈拘束ブレースの機構安定条件

6.2.2　接合条件が非対称な場合の座屈拘束ブレースの崩壊時軸力－面外変位関係

6.2.1 項の考え方に基づき，本項では接合部を含めた座屈拘束ブレースの崩壊メカニズム時の耐力評価を第 3 章と同様に，図 6.2.3 に示すような初期不整を有するモデルを用いてエネルギー法にて導出する。

図 6.2.3(b)は，下部接合部は端部に剛性 K_{Rg1}，上部接合部は K_{Rg2} の回転ばねを有する弾性曲げ材，座屈拘束部は剛体とし，拘束材端部の初期不整を a_r とする。軸力 N を受け面外変位 y_r+a_r が増大し，拘束材端部が曲げ耐力 M_p^r に達した時に不安定になる。図 6.2.3(a)の各モデルは, 図 6.2.3(b)における上下接合部端部が剛接合（回転剛性 $K_{Rg1,2}\rightarrow\infty$）の場合とする。

想定する崩壊メカニズムとして, 図 6.2.3(a)(i), (b)(i)の対称崩壊モード, 図 6.2.3(a)(ii), (b)(ii)の逆対称崩壊モード, 図 6.2.3(a)(iii), (b)(iii)の片側崩壊モードの 3 種類とする。尚，片側崩壊モードは芯材が塑性化した後，下部が芯材 - モルタル間のクリアランス内にてピン状態で回転し，上部に塑性ヒンジが形成されると仮定した崩壊メカニズムである。



(i)対称　(ii)逆対称　(iii)片側　(i)対称　(ii)逆対称　(iii)片側

（a）剛接合の場合　（b）回転ばねを有する場合

図 6.2.3　崩壊メカニズム [6.1)]

本項ではまず，図 6.2.3(b)(i)～(iii)の 3 つのメカニズムについて崩壊時軸力 - 面外変位関係を導出する。また，逆対称崩壊モードおよび片側崩壊モードについてガセットプレ

ートが塑性化した場合の崩壊時軸力 - 面外変位関係を導出する。最後に各種崩壊モードの安定限界軸力を算出する。

接合部が回転ばねを有するため, 内部エネルギーとしては接合部の弾性歪エネルギーU_ε，接合部の塑性歪エネルギーU_pにさらに接合部端部回転ばね弾性歪エネルギーU_sが加わる。外部仕事をTとすると，エネルギー変分の釣合いより下式が成り立つ。

$$\frac{\partial\left(U_\varepsilon+U_p+U_s-T\right)}{\partial y_r}=0 \tag{6.2.10}$$

各崩壊メカニズムにおける接合部の弾性歪エネルギーU_ε, 接合部の塑性歪エネルギーU_p，接合部端部回転ばね弾性歪エネルギーU_s，外部仕事Tを算出し，式(6.2.10)に代入して解くことで，それぞれの崩壊時軸力 - 面外変位関係を導出する。

接合部が回転ばねを有するため，図 6.2.4 に示すように面外変位y_rについて，弾性変位y_{re}，回転ばねによる変位y_{rs}に分割するのは第 3 章と同じである。

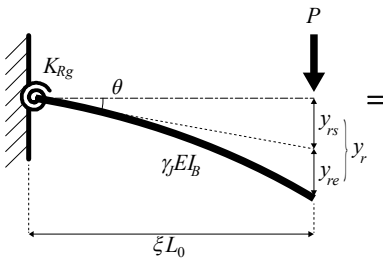
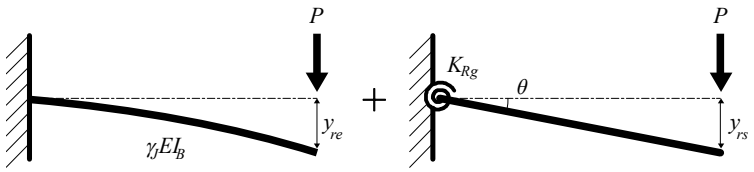


図 6.2.4　面外変位 y_r



(a)材の曲げ変形　　(b)回転ばねによる変形

図 6.2.5　材端条件によるたわみ量

ここでy_{re}およびy_{rs}について，上下接合部について下式のように表すことができる。

$$y_{re}=\begin{cases}\dfrac{\xi\kappa_{Rg1}}{\xi\kappa_{Rg1}+3}y_{r1} & \text{(下部)}\\ \dfrac{\xi\kappa_{Rg2}}{\xi\kappa_{Rg2}+3}y_{r2} & \text{（上部）}\end{cases} \tag{6.2.11}$$

$$y_{rs}=\begin{cases}\dfrac{3}{\xi\kappa_{Rg1}+3}y_{r1} & \text{(下部)}\\ \dfrac{3}{\xi\kappa_{Rg2}+3}y_{r2} & \text{（上部）}\end{cases} \tag{6.2.12}$$

(1) 接合部が回転ばねを有する場合（対称崩壊モード）

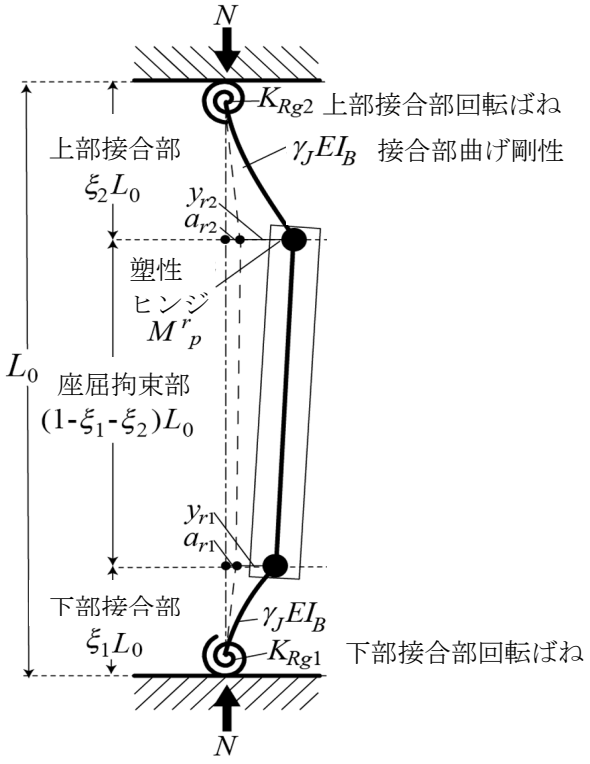


図 6.2.6　崩壊メカニズム（接合部：回転ばね，対称モード）

①接合部の弾性歪エネルギーU_ε

$$U_\varepsilon = U_{\varepsilon 1} + U_{\varepsilon 2} \tag{6.2.13}$$
$$= \frac{\gamma_J EI_B \pi^4}{64 L_0^3}\left\{ \frac{y_{r1}^2}{\xi_1^3}\left(\frac{{}_\xi\kappa_{Rg1}}{{}_\xi\kappa_{Rg1}+3} \right)^2 + \frac{y_{r2}^2}{\xi_2^3}\left(\frac{{}_\xi\kappa_{Rg2}}{{}_\xi\kappa_{Rg2}+3} \right)^2 \right\}$$

②接合部の塑性歪エネルギーU_p

$$U_p = M^r_p \Delta\theta_{r1} + M^r_p \Delta\theta_{r2} = \frac{M^r_p}{2L_0}\left\{ \frac{y_{r1}\left(\pi\, {}_\xi\kappa_{Rg1}+6\right)}{\xi_1\left({}_\xi\kappa_{Rg1}+3\right)} + \frac{y_{r2}\left(\pi\, {}_\xi\kappa_{Rg2}+6\right)}{\xi_2\left({}_\xi\kappa_{Rg2}+3\right)} \right\} \tag{6.2.14}$$

③接合部端部回転ばね弾性歪エネルギーU_s

$$U_s = \frac{1}{2}K_{Rg1}\Delta\theta_{s1}^2 + \frac{1}{2}K_{Rg2}\Delta\theta_{s2}^2 \tag{6.2.15}$$
$$= \frac{\gamma_J EI_B}{2}\left[\frac{{}_\xi\kappa_{Rg1}}{\xi_1 L_0}\left(\frac{y_{r1}}{\xi_1 L_0}\frac{3}{{}_\xi\kappa_{Rg1}+3} \right)^2 + \frac{{}_\xi\kappa_{Rg2}}{\xi_2 L_0}\left(\frac{y_{r2}}{\xi_2 L_0}\frac{3}{{}_\xi\kappa_{Rg2}+3} \right)^2 \right]$$

④外部仕事 T

ここで，$a_{r2} = a_r$，$a_{r1} = r_a\, a_r$，$y_{r2} = y_r$，$y_{r1} = r_a\, y_r$ とすると

$$T \approx \frac{{y_r}^2 + 2y_r a_r}{2L_0} \times \left(\frac{r_a^2}{\xi_1} \left(\frac{\pi^2}{8} \frac{{}_\xi\kappa_{Rg1}}{{}_\xi\kappa_{Rg1}+3} + \frac{3}{{}_\xi\kappa_{Rg1}+3} \right) + \frac{1}{\xi_2} \left(\frac{\pi^2}{8} \frac{{}_\xi\kappa_{Rg2}}{{}_\xi\kappa_{Rg2}+3} + \frac{3}{{}_\xi\kappa_{Rg2}+3} \right) \right) \cdot N \tag{6.2.16}$$

⑤崩壊時軸力

①～④より，式(6.2.10)に式(6.2.13)，式(6.2.14)，式(6.2.15)，式(6.2.16)を代入して下式を得る。

$$\begin{aligned} \frac{\partial\left(U_\varepsilon + U_P + U_s - T\right)}{\partial y_r} &= \frac{\gamma_J E I_B \pi^4 y_r}{32 {L_0}^3} \left\{ \frac{r_a^2}{{\xi_1}^3} \left(\frac{{}_\xi\kappa_{Rg1}}{{}_\xi\kappa_{Rg1}+3} \right)^2 + \frac{1}{{\xi_2}^3} \left(\frac{{}_\xi\kappa_{Rg2}}{{}_\xi\kappa_{Rg2}+3} \right)^2 \right\} \\ &+ \frac{M_p^r}{2L_0} \left\{ \frac{r_a \left(6 + \pi\, {}_\xi\kappa_{Rg1}\right)}{\xi_1 \left({}_\xi\kappa_{Rg1}+3 \right)} + \frac{\left(6 + \pi\, {}_\xi\kappa_{Rg2}\right)}{\xi_2 \left({}_\xi\kappa_{Rg2}+3 \right)} \right\} \\ &+ \frac{9\gamma_J E I_B y_r}{{L_0}^3} \left\{ \frac{r_a^2\, {}_\xi\kappa_{Rg1}}{{\xi_1}^3 \left({}_\xi\kappa_{Rg1}+3 \right)^2} + \frac{{}_\xi\kappa_{Rg2}}{{\xi_2}^3 \left({}_\xi\kappa_{Rg2}+3 \right)^2} \right\} \\ &- \frac{y_r + a_r}{L_0} \left(\frac{r_a^2}{\xi_1} \left(\frac{{}_\xi\kappa_{Rg1}\, \pi^2/8 + 3}{{}_\xi\kappa_{Rg1}+3} \right) + \frac{1}{\xi_2} \left(\frac{{}_\xi\kappa_{Rg2}\, \pi^2/8 + 3}{{}_\xi\kappa_{Rg2}+3} \right) \right) \cdot N \\ &= 0 \end{aligned} \tag{6.2.17}$$

ここで，$\pi^2/8 \approx 1$，$288/\pi^4 \approx 3$，$4/\pi \approx 1$，$a_r << y_r$ とすると，下式により崩壊時軸力 - 面外変位関係を導出できる。

$$N = N_{cr}^r + \beta \frac{M_p^r}{y_r + a_r}, \qquad \beta = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{\dfrac{1}{\xi_1} \dfrac{{}_\xi\kappa_{Rg1} + 6/\pi}{{}_\xi\kappa_{Rg1}+3} + \dfrac{1}{\xi_2} \dfrac{{}_\xi\kappa_{Rg2} + 6/\pi}{{}_\xi\kappa_{Rg2}+3}}{\dfrac{1}{\xi_1} \dfrac{{}_\xi\kappa_{Rg1} + 24/\pi^2}{{}_\xi\kappa_{Rg1}+3} + \dfrac{1}{\xi_2} \dfrac{{}_\xi\kappa_{Rg2} + 24/\pi^2}{{}_\xi\kappa_{Rg2}+3}} \approx 1$$

(6.2.18) ，(6.2.19)

$$N_{cr}^r = \frac{\pi^2 \gamma_J E I_B}{\left(2L_0\right)^2} \frac{\dfrac{r_a^2\, {}_\xi\kappa_{Rg1}}{{\xi_1}^3 \left({}_\xi\kappa_{Rg1}+3 \right)} + \dfrac{{}_\xi\kappa_{Rg2}}{{\xi_2}^3 \left({}_\xi\kappa_{Rg2}+3 \right)}}{\dfrac{r_a^2}{\xi_1} \dfrac{{}_\xi\kappa_{Rg1} + 24/\pi^2}{{}_\xi\kappa_{Rg1}+3} + \dfrac{1}{\xi_2} \dfrac{{}_\xi\kappa_{Rg2} + 24/\pi^2}{{}_\xi\kappa_{Rg2}+3}} \tag{6.2.20}$$

尚，接合部端部が剛の場合（${}_\xi\kappa_{Rg1,2} = \infty$），式(6.2.18) ，(6.2.19)は接合部が剛接合の場合の崩壊時軸力 - 面外変位関係と一致する。

(2) 接合部が回転ばねを有する場合（逆対称崩壊モード）

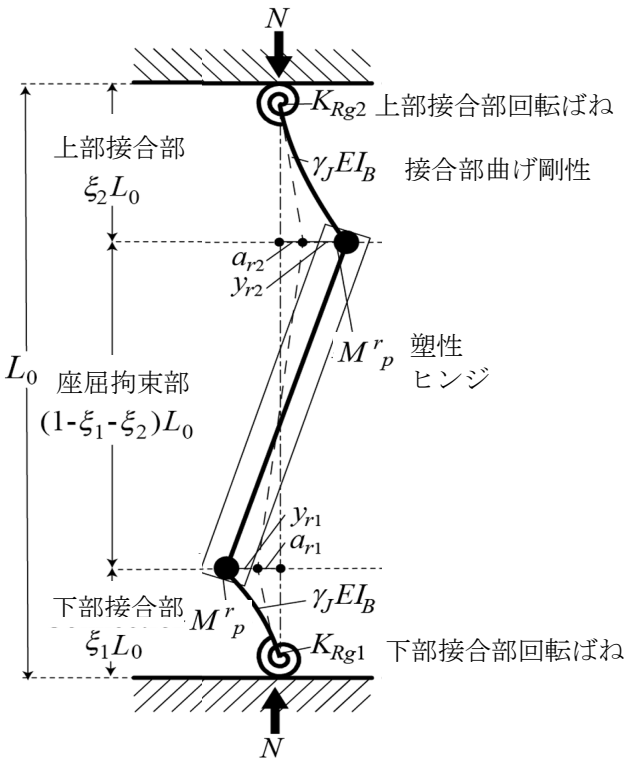


図 6.2.7　崩壊メカニズム（接合部：回転ばね，逆対称モード）

①接合部の弾性歪エネルギーU_ε

$$U_\varepsilon = U_{\varepsilon 1} + U_{\varepsilon 2} \qquad \text{(6.2.13 再掲)}$$

$$= \frac{\gamma_J EI_B \pi^4}{64 L_0{}^3} \left\{ \frac{y_{r1}{}^2}{\xi_1{}^3} \left(\frac{{}_\xi\kappa_{Rg1}}{{}_\xi\kappa_{Rg1}+3} \right)^2 + \frac{y_{r2}{}^2}{\xi_2{}^3} \left(\frac{{}_\xi\kappa_{Rg2}}{{}_\xi\kappa_{Rg2}+3} \right)^2 \right\}$$

②接合部の塑性歪エネルギーU_p

$$U_p = \frac{M_p^r}{2L_0} \left[\begin{array}{l} \dfrac{{}_\xi\kappa_{Rg1}\left\{4\xi_1 + \pi\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\right\} + 6\left(1+\xi_1-\xi_2\right)}{\xi_1\left({}_\xi\kappa_{Rg1}+3\right)\left(1-\xi_1-\xi_2\right)} y_{r1} \\ + \dfrac{{}_\xi\kappa_{Rg2}\left\{4\xi_2 + \pi\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\right\} + 6\left(1+\xi_2-\xi_1\right)}{\xi_2\left({}_\xi\kappa_{Rg2}+3\right)\left(1-\xi_1-\xi_2\right)} y_{r2} \end{array} \right] \qquad (6.2.21)$$

③接合部端部回転ばね弾性歪エネルギーU_s

$$U_s = \frac{1}{2} K_{Rg1} \Delta\theta_{s1}{}^2 + \frac{1}{2} K_{Rg2} \Delta\theta_{s2}{}^2 \qquad \text{(6.2.15 再掲)}$$

$$= \frac{\gamma_J EI_B}{2} \left[\frac{{}_\xi\kappa_{Rg1}}{\xi_1 L_0} \left(\frac{y_{r1}}{\xi_1 L_0} \frac{3}{{}_\xi\kappa_{Rg1}+3} \right)^2 + \frac{{}_\xi\kappa_{Rg2}}{\xi_2 L_0} \left(\frac{y_{r2}}{\xi_2 L_0} \frac{3}{{}_\xi\kappa_{Rg2}+3} \right)^2 \right]$$

④外部仕事 T

ここで，$a_{r2}=a_r$，$a_{r1}=r_a a_r$，$y_{r2}=y_r$，$y_{r1}=r_a y_r$ とすると

$$T=\frac{\pi^2\left(y_r{}^2+2y_r a_r\right)}{16L_0}\left[\begin{array}{l}\dfrac{{}_\xi\kappa_{Rg1}\left\{\pi^2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)+16\xi_1\right\}+24\left(1+\xi_1-\xi_2\right)}{\pi^2\xi_1\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\left({}_\xi\kappa_{Rg1}+3\right)}r_a^2\\ +\dfrac{{}_\xi\kappa_{Rg2}\left\{\pi^2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)+16\xi_2\right\}+24\left(1+\xi_2-\xi_1\right)}{\xi_2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\left({}_\xi\kappa_{Rg2}+3\right)}\end{array}\right]N \tag{6.2.22}$$

⑤崩壊時軸力

①～④より，式(6.2.10)に式(6.2.13)，式(6.2.15)，式(6.2.21)，式(6.2.22)を代入して下式を得る。

$$\begin{aligned}\frac{\partial\left(U_\varepsilon+U_P+U_s-T\right)}{\partial y_r}=&\frac{\gamma_J EI_B\pi^4 y_r}{32L_0{}^3}\left\{\frac{r_a^2}{\xi_1^3}\left(\frac{{}_\xi\kappa_{Rg1}}{{}_\xi\kappa_{Rg1}+3}\right)^2+\frac{1}{\xi_2{}^3}\left(\frac{{}_\xi\kappa_{Rg2}}{{}_\xi\kappa_{Rg2}+3}\right)^2\right\}\\&+\frac{M_p^r}{2L_0}\left[\begin{array}{l}\dfrac{{}_\xi\kappa_{Rg1}\left\{4\xi_1+\pi\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\right\}+6\left(1+\xi_1-\xi_2\right)}{\xi_1\left({}_\xi\kappa_{Rg1}+3\right)\left(1-\xi_1-\xi_2\right)}r_a\\ +\dfrac{{}_\xi\kappa_{Rg2}\left\{4\xi_2+\pi\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\right\}+6\left(1+\xi_2-\xi_1\right)}{\xi_2\left({}_\xi\kappa_{Rg2}+3\right)\left(1-\xi_1-\xi_2\right)}\end{array}\right]\\&+\frac{9\gamma_J EI_B y_r}{L_0{}^3}\left\{\frac{r_a^2\,{}_\xi\kappa_{Rg1}}{\xi_1^3\left({}_\xi\kappa_{Rg1}+3\right)^2}+\frac{{}_\xi\kappa_{Rg2}}{\xi_2{}^3\left({}_\xi\kappa_{Rg2}+3\right)^2}\right\}\\&-\frac{\pi^2\left(y_r+a_r\right)}{8L_0}\left[\begin{array}{l}\dfrac{{}_\xi\kappa_{Rg1}\left\{\pi^2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)+16\xi_1\right\}+24\left(1+\xi_1-\xi_2\right)}{\pi^2\xi_1\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\left({}_\xi\kappa_{Rg1}+3\right)}r_a^2\\ +\dfrac{{}_\xi\kappa_{Rg2}\left\{\pi^2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)+16\xi_2\right\}+24\left(1+\xi_2-\xi_1\right)}{\xi_2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\left({}_\xi\kappa_{Rg2}+3\right)}\end{array}\right]N\\=&\,0\end{aligned} \tag{6.2.23}$$

ここで，$288/\pi^4\approx 3$，$\pi^2/16\approx 1/2$，$a_r<<y_r$ とすると，下式により崩壊時軸力 - 面外変位関係を導出できる。

$$N=N_{cr}^r+\frac{M_p^r}{y_r+a_r} \tag{6.2.18 再掲}$$

$$N_{cr}^r=\frac{\pi^2\gamma_J EI_B}{\left(2L_0\right)^2}\frac{C_2}{C_1} \tag{6.2.24}$$

$$C_2=\frac{r_a^2\,{}_\xi\kappa_{Rg1}}{\xi_1^3\left({}_\xi\kappa_{Rg1}+3\right)}+\frac{{}_\xi\kappa_{Rg2}}{\xi_2{}^3\left({}_\xi\kappa_{Rg2}+3\right)}$$

$$C_1=\frac{\left({}_\xi\kappa_{Rg1}+24/\pi^2\right)\left(r_a^2+r_a\xi_1-r_a^2\xi_2\right)}{\xi_1\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\left({}_\xi\kappa_{Rg1}+3\right)}+\frac{\left({}_\xi\kappa_{Rg2}+24/\pi^2\right)\left(1+r_a\xi_2-\xi_1\right)}{\xi_2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\left({}_\xi\kappa_{Rg2}+3\right)} \tag{6.2.25}$$

(3) 接合部が回転ばねを有する場合（片側崩壊モード）

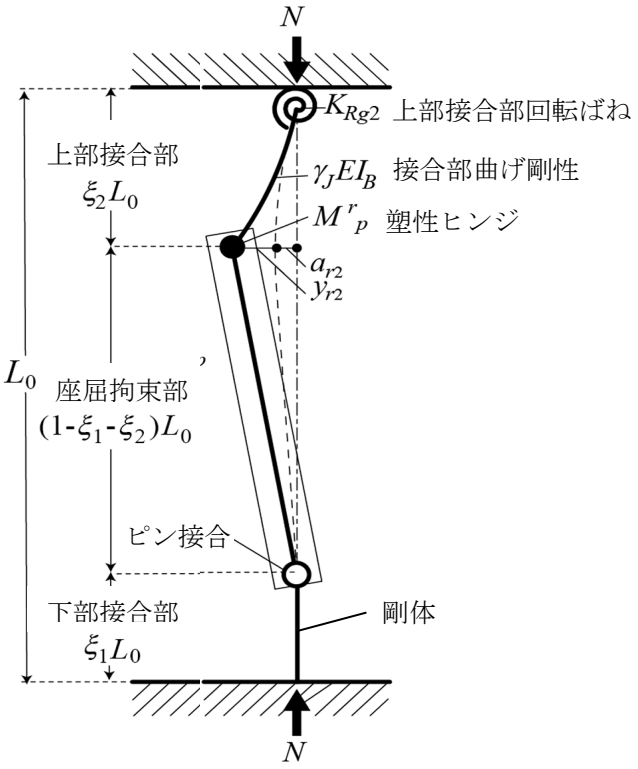


図 6.2.8　崩壊メカニズム（接合部：回転ばね，逆対称モード）

①接合部の弾性歪エネルギーU_ε

$$U_\varepsilon = \frac{\gamma_J EI_B \pi^4 {y_{re2}}^2}{64\left(\xi_2 L_0\right)^3} = \frac{\gamma_J EI_B \pi^4 {y_r}^2}{64\left(\xi_2 L_0\right)^3}\left(\frac{{}_\xi\kappa_{Rg2}}{{}_\xi\kappa_{Rg2}+3}\right)^2 \tag{6.2.26}$$

②接合部の塑性歪エネルギーU_p

$$\begin{aligned} U_p &= M_p^r\left(\frac{y_r\left(6+\pi\,{}_\xi\kappa_{Rg2}\right)}{2\xi_2 L_0\left({}_\xi\kappa_{Rg2}+3\right)}+\frac{y_r}{\left(1-\xi_1-\xi_2\right)L_0}\right) \\ &= \frac{M_p^r y_r}{2L_0}\,\frac{{}_\xi\kappa_{Rg2}\left\{\pi\left(1-\xi_1-\xi_2\right)+2\xi_2\right\}+6\left(1-\xi_1\right)}{\xi_2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\left({}_\xi\kappa_{Rg2}+3\right)} \end{aligned} \tag{6.2.27}$$

③接合部端部回転ばね弾性歪エネルギーU_S

$$U_s = \frac{1}{2}K_{Rg2}{\Delta\theta_{s2}}^2 = \frac{{}_\xi\kappa_{Rg2}\gamma_J EI_B {y_r}^2}{2\left(\xi_2 L_0\right)^3}\left(\frac{3}{{}_\xi\kappa_{Rg2}+3}\right)^2 \tag{6.2.28}$$

④外部仕事 T

$$T = N\frac{\pi^2\left(y_r{}^2 + 2y_r a_r\right)}{16\xi_2 L_0}\left[\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}\left\{\pi^2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)+8\xi_2\right\}+24\left(1-\xi_1\right)}{\pi^2\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+3\right)\left(1-\xi_1-\xi_2\right)}\right] \tag{6.2.29}$$

⑤崩壊時軸力

①～④より，式(6.2.10)に式(6.2.13)，式(6.2.27)，式(6.2.28)，式(6.2.29) を代入することで下式を得る。

$$\begin{aligned}\frac{\partial\left(U_\varepsilon+U_P+U_s-T\right)}{\partial y_r} &= \frac{\gamma_J EI_B\pi^4 y_r}{32\left(\xi_2 L_0\right)^3}\left(\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}}{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}+3}\right)^2+\frac{M_p^r}{2L_0}\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}\left\{\pi\left(1-\xi_1-\xi_2\right)+2\xi_2\right\}+6\left(1-\xi_1\right)}{\xi_2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+3\right)}\\ &\quad+\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}\gamma_J EI_B y_r}{\left(\xi_2 L_0\right)^3}\left(\frac{3}{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}+3}\right)^2\\ &\quad-N\frac{\pi^2\left(y_r+a_r\right)}{8\xi_2 L_0}\left[\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}\left\{\pi^2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)+8\xi_2\right\}+24\left(1-\xi_1\right)}{\pi^2\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+3\right)\left(1-\xi_1-\xi_2\right)}\right]\\ &= 0\end{aligned} \tag{6.2.30}$$

ここで，$288/\pi^4\approx 3$，$8/\pi^2\approx 1$，$4/\pi\approx 1$，$a_r<<y_r$ とすると，下式により崩壊時軸力 - 面外変位関係を導出できる。

$$N = N_{cr}^r+\frac{M_p^r}{y_r+a_r} \tag{6.2.18 再掲}$$

$$N_{cr}^r = \frac{\pi^2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\gamma_J EI_B}{\left(2\xi_2 L_0\right)^2}\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}}{\left(1-\xi_1\right)\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+24/\pi^2\right)} \tag{6.2.31}$$

(4) 接合部が塑性化した場合（逆対称崩壊モード）

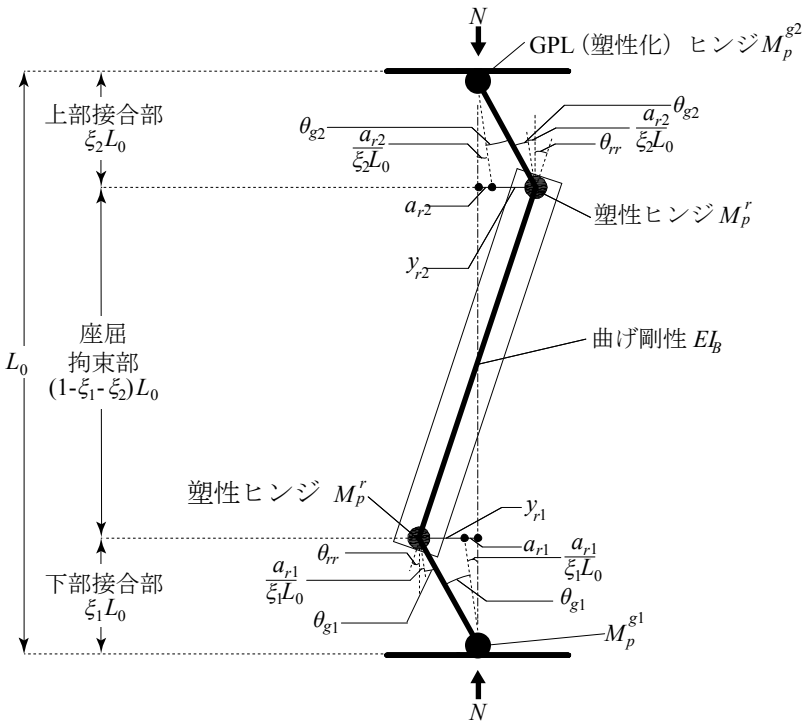


図 6.2.9　ガセットプレート塑性化後崩壊メカニズム（逆対称モード）

接合部が塑性化した後は，内部エネルギーとして接合部の塑性歪エネルギーU_p のみとなる。外部仕事 T として，エネルギー変分の釣合いより下式が成り立つ。

$$\frac{\partial\left(U_p - T\right)}{\partial y_r} = 0 \tag{6.2.32}$$

①接合部の塑性歪エネルギーU_p

$$\begin{aligned} U_p &= M_p^{g1}\Delta\theta_{g1} + M_p^{g2}\Delta\theta_{g2} + M_p^r\left(\Delta\theta_{g1} + \Delta\theta_{rr}\right) + M_p^r\left(\Delta\theta_{g2} + \Delta\theta_{rr}\right) \\ &= M_p^{g1}\frac{y_{r1}}{\xi_1 L_0} + M_p^{g2}\frac{y_{r2}}{\xi_2 L_0} + M_p^r\left(\frac{y_{r1}}{\xi_1 L_0} + \frac{y_{r2}}{\xi_2 L_0} + \frac{2(y_{r1}+y_{r2})}{\left(1-\xi_1-\xi_2\right)L_0}\right) \end{aligned} \tag{6.2.33}$$

②外部仕事 T

ここで，$a_{r2} = a_r$，$a_{r1} = r_a\, a_r$，$y_{r2} = y_r$，$y_{r1} = r_a\, y_r$ とすると

$$T = N\left[\frac{r_a^2\left(y_r^2 + 2a_r y_r\right)}{2\xi_1 L_0} + \frac{y_r^2 + 2a_r y_r}{2\xi_2 L_0} + \frac{\left(r_a^2+1\right)\left(y_r^2 + 2a_r y_r\right)}{\left(1-\xi_1-\xi_2\right)L_0}\right] \tag{6.2.34}$$

③崩壊時軸力

①②より，式(6.2.32)に式(6.2.33)，式(6.2.34)を代入することで下式を得る。

$$\frac{\partial\left(U_p-T\right)}{\partial y_r}=\frac{M_p^{g1}r_a}{\xi_1 L_0}+\frac{M_p^{g2}}{\xi_2 L_0}+M_p^r\left(\frac{r_a}{\xi_1 L_0}+\frac{1}{\xi_2 L_0}+\frac{2\left(r_a+1\right)}{\left(1-\xi_1-\xi_2\right)L_0}\right)$$
$$-N\left(y_r+a_r\right)\left[\frac{r_a^2}{\xi_1 L_0}+\frac{1}{\xi_2 L_0}+\frac{2\left(r_a^2+1\right)}{\left(1-\xi_1-\xi_2\right)L_0}\right] \tag{6.2.35}$$
$$=0$$

以上より，下式により崩壊時軸力 - 面外変位関係を導出できる。

$$N=\left(\frac{M_p^{g1}r_a}{\xi_1}+\frac{M_p^{g2}}{\xi_2}\right)\frac{1}{\left[\dfrac{r_a^2}{\xi_1}+\dfrac{1}{\xi_2}+\dfrac{2\left(r_a^2+1\right)}{\left(1-\xi_1-\xi_2\right)}\right]}\frac{1}{y_r+a_r}+\frac{M_p^r}{y_r+a_r} \tag{6.2.36}$$

(5) 接合部が塑性化した場合（片側崩壊モード）

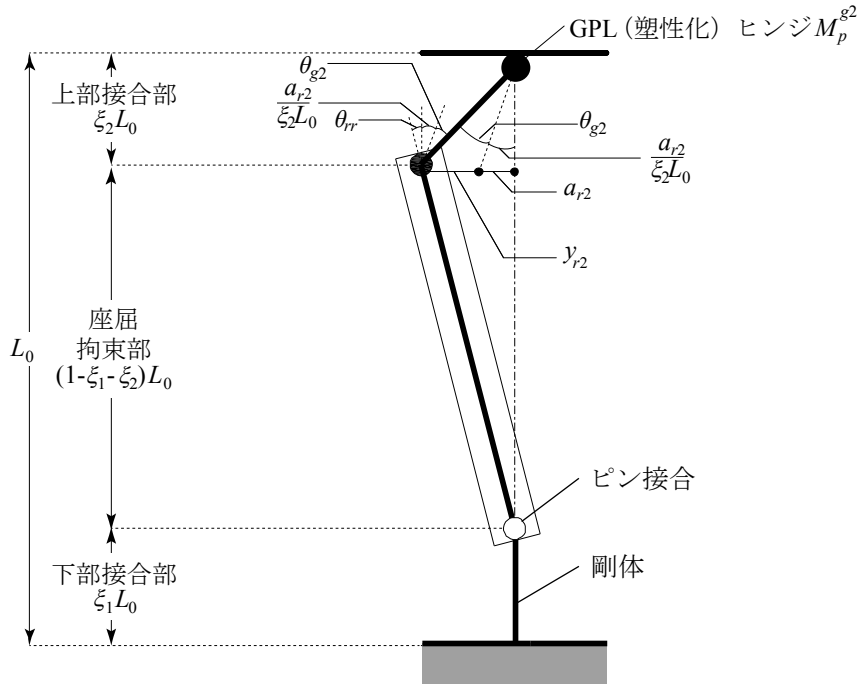


図 6.2.10　ガセットプレート塑性化後崩壊メカニズム（片側モード）

同様に，エネルギー変分の釣合いより下式が成り立つ。

$$\frac{\partial\left(U_p-T\right)}{\partial y_r}=0 \tag{6.2.32 再掲}$$

①接合部の塑性歪エネルギーU_p

$$U_p = M_p^r\left(\Delta\theta_{r2} + \Delta\theta_{rr}\right) = M_p^{g2}\frac{y_r}{\xi_2 L_0} + M_p^r\left(\frac{y_r}{\xi_2 L_0} + \frac{y_r}{\left(1-\xi_1-\xi_2\right)L_0}\right) \tag{6.2.37}$$

②外部仕事 T

$$T = N\left[\frac{{y_r}^2 + 2a_r y_r}{2\xi_2 L_0} + \frac{{y_r}^2 + 2y_r a_r}{2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)L_0}\right] \tag{6.2.38}$$

③崩壊時軸力

①②より，式(6.2.37)に式(6.2.38)，式(6.2.32) を代入することで下式を得る。

$$\frac{\partial\left(U_p - T\right)}{\partial y_r} = \frac{M_p^{g2}}{\xi_2 L_0} + M_p^r\left(\frac{1}{\xi_2 L_0} + \frac{1}{\left(1-\xi_1-\xi_2\right)L_0}\right) - N\left[\frac{y_r + a_r}{\xi_2 L_0} + \frac{y_r + a_r}{\left(1-\xi_1-\xi_2\right)L_0}\right] = 0 \tag{6.2.39}$$

以上より，下式により崩壊時軸力 - 面外変位関係を導出できる。

$$N = \frac{M_p^{g2}}{y_r + a_r}\frac{1-\xi_1-\xi_2}{1-\xi_1} + \frac{M_p^r}{y_r + a_r} \tag{6.2.40}$$

6.2.3 各種崩壊モードにおける拘束材端部回転ピンの場合の接合部座屈荷重 N_{cr}^r

前項より，各力学モデル下での崩壊時軸力 - 面外変位関係は次式となる。

$$N = N_{cr}^r + \frac{M_p^r}{y_r + a_r} \tag{6.2.18 再掲}$$

ここで，接合部端部がピン接合である場合（${}_{\xi}\kappa_{Rg1,2} = 0$）は下式となり，対称，逆対称，片側崩壊モードのいずれも崩壊時軸力は同等となる。

$$N = \frac{M_p^r}{y_r + a_r} \tag{6.2.41}$$

式(6.2.18)の N_{cr}^r については，対称，逆対称，片側崩壊モードで異なる値を示す。ここに， N_{cr}^r ：拘束材端部回転ピンの場合の接合部座屈荷重であり，対称崩壊モードは式(6.2.20)，逆対称崩壊モードは式(6.2.25)，片側崩壊モードは式(6.2.31)より， N_{cr}^r は下式となる。概ね逆対称または片側崩壊モードの場合の崩壊時軸力が低くなる。

$$N_{cr}^{r}=\begin{cases}\dfrac{\pi^2\gamma_J EI_B}{\left(2L_0\right)^2}\dfrac{\dfrac{r_a^2\,{}_{\xi}\kappa_{Rg1}}{\xi_1^{\,3}\left({}_{\xi}\kappa_{Rg1}+3\right)}+\dfrac{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}}{\xi_2^{\,3}\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+3\right)}}{\dfrac{r_a^2}{\xi_1}\dfrac{{}_{\xi}\kappa_{Rg1}+24/\pi^2}{{}_{\xi}\kappa_{Rg1}+3}+\dfrac{1}{\xi_2}\dfrac{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}+24/\pi^2}{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}+3}} & \text{（対称モード）}\\ \dfrac{\pi^2\gamma_J EI_B}{\left(2L_0\right)^2}\dfrac{C_2}{C_1} & \text{（逆対称モード）}\\ \dfrac{\pi^2\gamma_J EI_B}{\left(2\xi_2 L_0\right)^2}\dfrac{\left(1-\xi_1-\xi_2\right){}_{\xi}\kappa_{Rg2}}{\left(1-\xi_1\right)\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+24/\pi^2\right)} & \text{（片側モード）}\end{cases} \tag{6.2.42}$$

$$C_2=\frac{r_a^2\,{}_{\xi}\kappa_{Rg1}}{\xi_1^{\,3}\left({}_{\xi}\kappa_{Rg1}+3\right)}+\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}}{\xi_2^{\,3}\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+3\right)}$$

$$C_1=\frac{r_a^2\left({}_{\xi}\kappa_{Rg1}+24/\pi^2\right)\left(1+\xi_1-\xi_2\right)}{\xi_1\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\left({}_{\xi}\kappa_{Rg1}+3\right)}+\frac{\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+24/\pi^2\right)\left(1-\xi_1+\xi_2\right)}{\pi^2\xi_2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+3\right)} \tag{6.2.25 再掲}$$

6.2.4　強制面外変形を受ける場合の崩壊時軸力評価

6.2.3 節より，接合部が弾性時は各力学モデルの下，崩壊時軸力は下式となる。

$$N=N_{cr}^{r}+\frac{M_p^r}{y_r+a_r} \tag{6.2.18 再掲}$$

また，接合部が塑性化した場合，崩壊時軸力は下記の通りとなる。

・逆対称崩壊モード

$$N=\left(\frac{M_p^{g1}r_a}{\xi_1}+\frac{M_p^{g2}}{\xi_2}\right)\frac{1}{\left[\dfrac{r_a^2}{\xi_1}+\dfrac{1}{\xi_2}+\dfrac{2\left(r_a^2+1\right)}{\left(1-\xi_1-\xi_2\right)}\right]}\frac{1}{y_r+a_r}+\frac{M_p^r}{y_r+a_r} \tag{6.2.36 再掲}$$

・片側崩壊モード

$$N=\frac{M_p^{g2}}{y_r+a_r}\frac{1-\xi_1-\xi_2}{1-\xi_1}+\frac{M_p^r}{y_r+a_r} \tag{6.2.40 再掲}$$

一方，座屈拘束ブレースが架構の 2 方向応答による構面外層間変位により強制変形を受ける場合，拘束材端部に初期曲げモーメント M_0^r が加わる。そのため，拘束材端部曲げ耐力は，この初期曲げモーメント M_0^r 分低下すると考えられる。これを考慮し，r_a=1

とすると，崩壊時軸力は下記の通りとなる。

・接合部弾性時

$$N = N_{cr}^{r} + \frac{M_p^r - M_0^r}{y_r + a_r} \tag{6.2.2 再掲}$$

・接合部塑性化時(逆対称崩壊モード)

$$N = \left(\frac{M_p^{g1} - M_0^r}{\xi_1} + \frac{M_p^{g2} - M_0^r}{\xi_2} \right) \frac{1}{\left[\frac{1}{\xi_1} + \frac{1}{\xi_2} + \frac{4}{(1-\xi_1-\xi_2)} \right]} \frac{1}{y_r + a_r} + \frac{M_p^r - M_0^r}{y_r + a_r} \tag{6.2.3 再掲}$$

・接合部塑性化時(片側崩壊モード)

$$N = \frac{M_p^{g2} - M_0^r}{y_r + a_r} \frac{1-\xi_1-\xi_2}{1-\xi_1} + \frac{M_p^r - M_0^r}{y_r + a_r} \tag{6.2.4 再掲}$$

式(6.2.2)より，接合部弾性時は第 3 章と同じ式となる。

6.2.5　接合条件が非対称な場合の座屈拘束ブレースの安定限界軸力

(1) 接合部が弾性の場合の安定限界軸力

6.2.1 項の図 6.2.2 に示す安定限界軸力を算定する。この時，式(6.2.1)および式(6.2.2)について，N および y_r についての 2 元連立方程式を解くことで，式(6.2.43)を得る。

$$N = \frac{y_r}{y_r + a_r} N_{cr}^{B} \tag{6.2.1 再掲}$$

$$N = N_{cr}^{r} + \frac{M_p^r - M_0^r}{y_r + a_r} \tag{6.2.2 再掲}$$

$$\therefore y_r = \frac{N_{cr}^r a_r + \left(M_p^r - M_0^r \right)}{N_{cr}^B - N_{cr}^r} \tag{6.2.43}$$

式(6.2.43)を式(6.2.1)に代入することで，下式を得る。

$$\begin{aligned} N &= \frac{\dfrac{N_{cr}^r a_r + \left(M_p^r - M_0^r \right)}{N_{cr}^B - N_{cr}^r}}{\dfrac{N_{cr}^r a_r + \left(M_p^r - M_0^r \right)}{N_{cr}^B - N_{cr}^r} + a_r} N_{cr}^{B} = \frac{N_{cr}^r a_r + \left(M_p^r - M_0^r \right)}{N_{cr}^r a_r + \left(M_p^r - M_0^r \right) + a_r \left(N_{cr}^B - N_{cr}^r \right)} N_{cr}^{B} \\ &= \frac{\left(M_p^r - M_0^r \right) / a_r + N_{cr}^r}{\left(M_p^r - M_0^r \right) / \left(a_r N_{cr}^B \right) + 1} \end{aligned} \tag{6.2.5 再掲}$$

この時得られる軸力 N が N_{lim1} であり，第 3 章の N_{lim1} と同じ式となる。ここで，N_{cr}^r は

6.2.3 項で述べたように，拘束材端部回転ピンの場合の接合部座屈荷重であり，各崩壊メカニズム時の等価細長比 λ_r を求め，鋼構造設計規準に示される許容圧縮応力度式に適用し，弾塑性範囲を考慮した接合部座屈荷重 N_{cr}^{r} を算出する。

（ⅰ）対称崩壊モード

まず，弾塑性範囲を考慮した等価細長比 λ_r を算出する。N_{cr}^{r} を座屈応力度 σ_{cr}^{r} として表すと，下式となる。

$$\sigma_{cr}^{r}=\frac{\pi^2 i_c{}^2 E}{\left(2L_0\right)^2}\frac{\dfrac{{}_{\xi}\kappa_{Rg1}}{\xi_1{}^3\left({}_{\xi}\kappa_{Rg1}+3\right)}+\dfrac{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}}{\xi_2{}^3\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+3\right)}}{\dfrac{1}{\xi_1}\dfrac{{}_{\xi}\kappa_{Rg1}+24/\pi^2}{{}_{\xi}\kappa_{Rg1}+3}+\dfrac{1}{\xi_2}\dfrac{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}+24/\pi^2}{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}+3}} \tag{6.2.44}$$

$$i_c=\sqrt{\frac{\gamma_J I_B}{A_e}} \tag{6.2.45}$$

ここに，$\gamma_J I_B$ ：接合部の断面二次モーメント，A_e：接合部断面積である。また，等価細長比 λ_r と座屈応力度 σ_{cr}^{r} は下式の関係にある。

$$\sigma_{cr}^{r}=\frac{\pi^2 E}{\lambda_r{}^2} \tag{6.2.46}$$

以上より等価細長比 λ_r は下式となる。

$$\lambda_r=\frac{2L_0}{i_c}\sqrt{\frac{\dfrac{r_a^2}{\xi_1}\dfrac{{}_{\xi}\kappa_{Rg1}+24/\pi^2}{{}_{\xi}\kappa_{Rg1}+3}+\dfrac{1}{\xi_2}\dfrac{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}+24/\pi^2}{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}+3}}{\dfrac{r_a^2\,{}_{\xi}\kappa_{Rg1}}{\xi_1{}^3\left({}_{\xi}\kappa_{Rg1}+3\right)}+\dfrac{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}}{\xi_2{}^3\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+3\right)}}} \tag{6.2.47}$$

この等価細長比 λ_r を用いて鋼構造設計規準で算出した許容圧縮応力度 f_c と接合部断面積 A_e から，弾塑性範囲を考慮した座屈軸力 N_{cr}^{r} を下式で求める。

$$N_{cr}{}^{r}=f_c A_e \tag{6.2.48}$$

（ⅱ）逆対称崩壊モード

弾塑性範囲を考慮した座屈軸力 N_{cr}^{r} は，対称崩壊モードの場合と同様であるため，等価細長比の算出方法のみ示す。ここで，N_{cr}^{r} を座屈応力度 σ_{cr}^{r} として表すと下式となる。

$$\sigma_{cr}^{r}=\frac{\pi^2 i_c{}^2 E}{\left(2L_0\right)^2}\frac{C_2}{C_1} \tag{6.2.49}$$

$$C_2 = \frac{r_a^2 \,{}_{\xi}\kappa_{Rg1}}{\xi_1^3\left({}_{\xi}\kappa_{Rg1}+3\right)} + \frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}}{\xi_2^3\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+3\right)}$$

$$C_1 = \frac{r_a^2\left({}_{\xi}\kappa_{Rg1}+24/\pi^2\right)\left(1+\xi_1-\xi_2\right)}{\xi_1\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\left({}_{\xi}\kappa_{Rg1}+3\right)} + \frac{\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+24/\pi^2\right)\left(1-\xi_1+\xi_2\right)}{\pi^2\xi_2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+3\right)} \quad \text{(6.2.25 再掲)}$$

ここで，$\gamma_J I_B$ ：接合部の断面二次モーメント，A_e：接合部断面積である。以上より等価細長比 λ_r は下式となる。

$$\lambda_r = \frac{2L_0}{i_c}\sqrt{\frac{C_1}{C_2}} \quad \text{(6.2.50)}$$

(iii)片側崩壊モード

逆対称崩壊モードと同様に，弾塑性範囲を考慮した座屈軸力 N_{cr}^r は，対称崩壊モードの場合と同様であるため，等価細長比の算出方法のみ示す。ここで，N_{cr}^r を座屈応力度 σ_{cr}^r として表すと，下式となる。

$$\sigma_{cr}^r = \frac{\pi^2\left(1-\xi_1-\xi_2\right)i_c{}^2E}{\left(2\xi_2L_0\right)^2}\frac{{}_{\xi}\kappa_{Rg2}}{\left(1-\xi_1\right)\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+24/\pi^2\right)} \quad \text{(6.2.51)}$$

以上より等価細長比 λ_r は下式となる。

$$\lambda_r = \frac{2\xi_2L_0}{i_c}\sqrt{\frac{\left(1-\xi_1\right)\left({}_{\xi}\kappa_{Rg2}+24/\pi^2\right)}{\left(1-\xi_1-\xi_2\right){}_{\xi}\kappa_{Rg2}}} \quad \text{(6.2.52)}$$

(2)接合部が塑性化した場合の安定限界軸力

(i)逆対称崩壊モード

弾性時と同様，式(6.2.1)および式(6.2.36)について，N および y_r についての 2 元連立方程式を解くことで，式(6.2.53)を得る。

$$N = \frac{y_r}{y_r+a_r}N_{cr}^B \quad \text{(6.2.1 再掲)}$$

$$N = \left(\frac{M_p^{g1}-M_0^r}{\xi_1}+\frac{M_p^{g2}-M_0^r}{\xi_2}\right)\frac{1}{\left[\dfrac{1}{\xi_1}+\dfrac{1}{\xi_2}+\dfrac{4}{\left(1-\xi_1-\xi_2\right)}\right]}\frac{1}{y_r+a_r}+\frac{M_p^r-M_0^r}{y_r+a_r} \quad \text{(6.2.3 再掲)}$$

$$\therefore y_r = \frac{C_3 + M_p^r - M_0^r}{N_{cr}^B} \tag{6.2.53}$$

$$C_3 = \left(\frac{M_p^{g1} - M_0^r}{\xi_1} + \frac{M_p^{g2} - M_0^r}{\xi_2} \right) \frac{1}{\left[\frac{1}{\xi_1} + \frac{1}{\xi_2} + \frac{4}{(1-\xi_1-\xi_2)} \right]} \tag{6.2.7 再掲}$$

式(6.2.53)を式(6.2.1)に代入することで，下式を得る。これが逆対称崩壊モード時の安定限界軸力 $N_{\lim 2}$ である。

$$N_{\lim 2} = \frac{\left(M_p^r - M_0^r + C_3\right)/a_r}{\left(M_p^r - M_0^r + C_3\right)/\left(a_r N_{cr}^B\right) + 1} \tag{6.2.6 再掲}$$

（ii）片側崩壊モード

逆対称モードと同様に，式(6.2.1)および式(6.2.40)について N および y_r についての 2 元連立方程式を解くことで，式(6.2.54)を得る。

$$N = \frac{y_r}{y_r + a_r} N_{cr}^B \tag{6.2.1 再掲}$$

$$N = \frac{M_p^{g2} - M_0^r}{y_r + a_r} \frac{1-\xi_1-\xi_2}{1-\xi_1} + \frac{M_p^r - M_0^r}{y_r + a_r} \tag{6.2.4 再掲}$$

$$\therefore y_r = \frac{C_4 + M_p^r - M_0^r}{N_{cr}^B} \tag{6.2.54}$$

$$C_4 = \frac{1-\xi_1-\xi_2}{1-\xi_1}\left(M_p^{g2} - M_0^r\right) \tag{6.2.9 再掲}$$

式(6.2.54)を式(6.2.1)に代入することで，下式を得る。これが片側崩壊モード時の安定限界軸力 $N_{\lim 2}$ である。

$$N_{\lim 2} = \frac{\left(M_p^r - M_0^r + C_4\right)/a_r}{\left(M_p^r - M_0^r + C_4\right)/\left(a_r N_{cr}^B\right) + 1} \tag{6.2.8 再掲}$$

逆対称崩壊モードおよび片側崩壊モードは何れも $\xi_1 = \xi_2$，$M_p^{g1} = M_p^{g2}$ のとき，第 3 章に示す接合条件が対称の場合の式と一致する。

6.3　大梁回転剛性を考慮した機構安定評価法の提案

前節で K 型配置された座屈拘束ブレースの機構安定性評価式を非対称ばねモデルを用いて提案した。また，その妥当性は別途実験により確認されている[6.1)~6.3)]。しかし，前節による評価式は図 6.3.1 右のモデルのように，大梁中心から接合部回転が始まることを前提とするため，大梁回転剛性が高い場合には，耐力を過小評価することになる。

本節では，大梁の回転剛性が安定限界軸力に与える影響について分析することで，大梁の回転剛性をパラメータとした接合部モデルを設定し，接合部条件が非対称な場合についての機構安定性の評価方法の提案を行う。更に，回転ばねとはり要素を用いた座屈拘束ブレース数値解析より，K 型配置された座屈拘束ブレースの機構安定性を検証する。

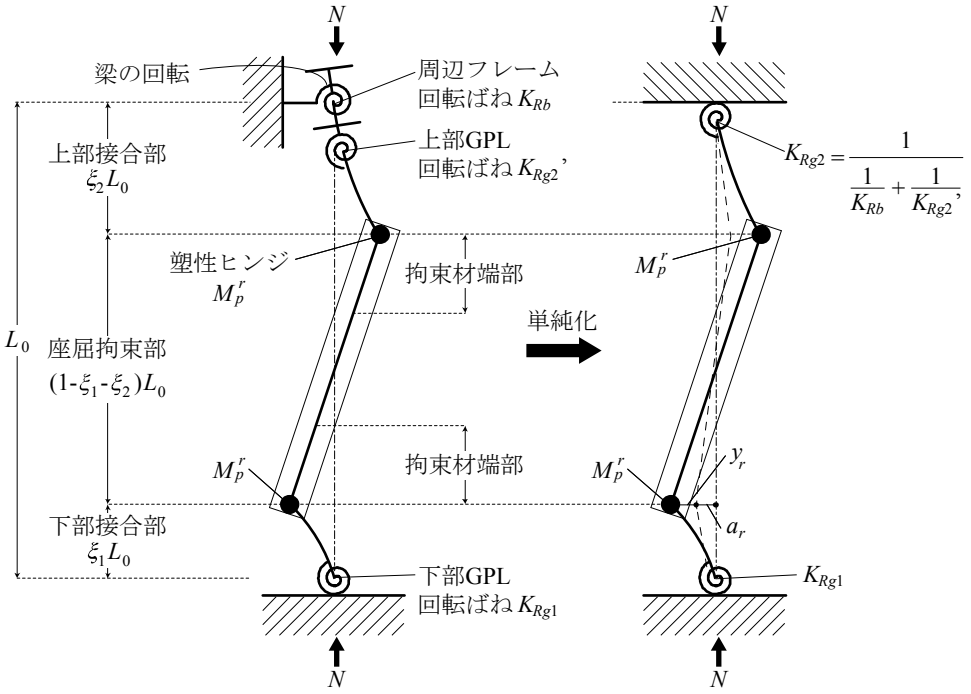


図 6.3.1　接合条件非対称の場合の力学モデル[6.1)]

6.3.1　座屈拘束ブレース機構安定性評価法閾値

ブレースが取り付く大梁の回転剛性は，図 6.3.2(a)に示すように，大梁自身の捩り剛性および大梁に取り付く直交小梁の曲げ剛性により決定される。K 型配置の機構安定性

を評価する際,上部大梁の回転剛性K_{Rb}が接合部端部の回転剛性に対し高くなるにつれ,図 6.3.2 (b)～(d)に示す 3 つのモデルを使い分けることを考える。

・モデル 1；低剛性梁（$K_{Rb} / K_{Rg2'} < a$）

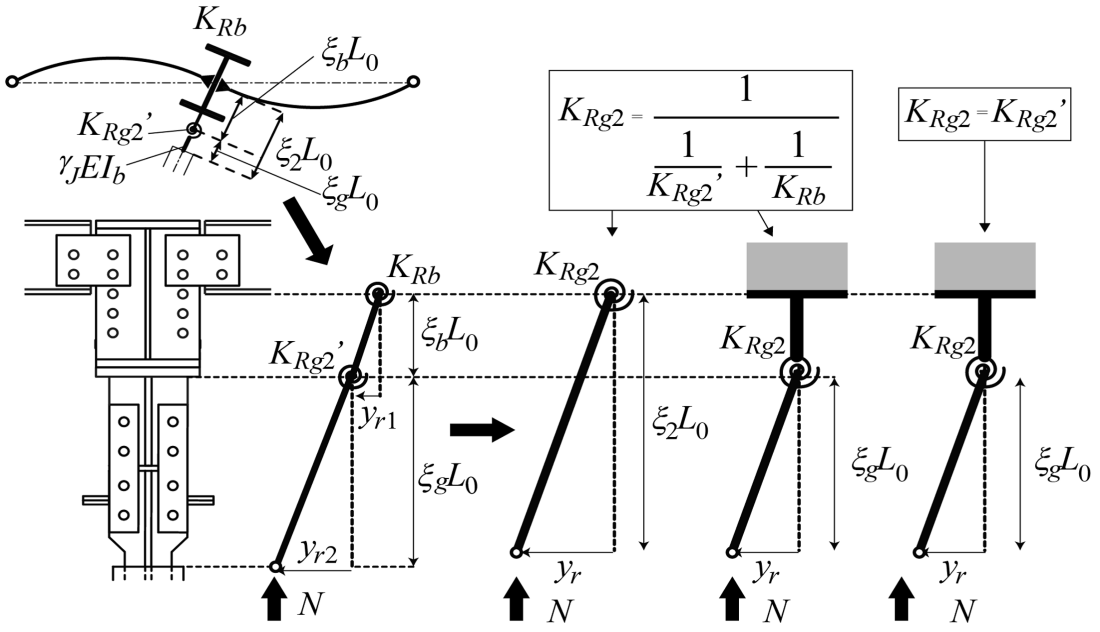
6.2 節の手法を適用し，$K_{Rg2} = (1/ K_{Rg2'} + 1/ K_{Rb})^{-1}$ とする。上部接合部長さも大梁中心より $\xi_2 L_0$ を取る。

・モデル 2；中剛性梁（$a \le K_{Rb} / K_{Rg2'} < b$）

6.2 節の手法を適用し，$K_{Rg2} = (1/ K_{Rg2'} + 1/ K_{Rb})^{-1}$ とするが，GPL による回転が主体と考え上部接合部長は大梁下端より $\xi_g L_0$ をとる。

・モデル 3；高剛性梁（$b \le K_{Rb} / K_{Rg2'}$）

第 3 章の対称条件式を適用する。安全側で評価するため，接合部回転剛性は上下部のうち小さい値，接合部長は上下部のうち長い方を採用する。



(a) 2 ばねモデル　(b)モデル 1　(c)モデル 2　(d)モデル 3

図 6.3.2　上部接合部力学モデル図 [6.1)]

6.3.1.1　各モデルに元づく接合部座屈荷重

各モデルの閾値について，図 6.3.2 の接合部モデルにおいて各部材を剛体，拘束材端部をピン接合とし，接合部座屈荷重 N_{cr}^{r} と分析する。大梁とガセットプレート接合部の

回転剛性の比率に応じ，図 6.3.2 (a)の上部接合部 2 ばねモデルと図 6.3.2(b)～(d)の縮約モデルの座屈荷重評価値 N_{cr}^{r} を比較する。図 6.3.2 (b)はモデル 1, 図 6.3.2 (c)はモデル 2, 図 6.3.2 (d)はモデル 3 に相当し，各モデルより N_{cr}^{r} は弾性座屈荷重として下記のように算出される。

(1) モデル 1

図 6.3.2 (b)より，エネルギー変分の釣合いとして下式が成り立つ。

$$\frac{\partial\left(U_s - T\right)}{\partial y_r} = 0 \tag{6.3.1}$$

軸力 N の仕事 T は軸力 N による接合部の鉛直変位分 Δu_g を用いて下式のとおりである。

$$T = N\Delta u_g = N\frac{y_r^2}{2\xi_2 L_0} \tag{6.3.2}$$

図 6.3.2 (b)より接合部の回転ばね弾性エネルギー U_s は下式のとおりである。

$$U_s = \frac{1}{2}K_{Rg2}\left(\frac{y_r}{\xi_2 L_0}\right)^2 \tag{6.3.3}$$

エネルギー変分の釣合いより下式が成立するとき， N_{cr}^{r} は式(6.3.5)より導かれる。

$$\frac{\partial\left(U_s - T\right)}{\partial y_r} = \frac{K_{Rg2}y_r}{\left(\xi_2 L_0\right)^2} - \frac{Ny_r}{\xi_2 L_0} = 0 \tag{6.3.4}$$

$$N_{cr}^{r} = \frac{K_{Rg2}}{\xi_2 L_0} = \frac{1}{\xi_2 L_0}\frac{1}{\dfrac{1}{K_{Rg2}'} + \dfrac{1}{K_{Rb}}} \tag{6.3.5}$$

(2) モデル 2

図 6.3.2 (c)よりモデル 1 と同様に算出すると， N_{cr}^{r} は下式より導かれる。

$$N_{cr}^{r} = \frac{K_{Rg2}'}{\xi_g L_0} = \frac{1}{\xi_g L_0}\frac{1}{\dfrac{1}{K_{Rg2}'} + \dfrac{1}{K_{Rb}}} \tag{6.3.6}$$

(3) モデル 3

図 6.3.2 (d)よりモデル 1 と同様に算出すると， N_{cr}^{r} は下式より導かれる。

$$N_{cr}^{r} = \frac{K_{Rg2}}{\xi_b L_0} \tag{6.3.7}$$

(4) 2 ばねモデル

図 6.3.2 (a)より軸力 N の仕事 T は軸力 N による接合部の鉛直変位分 Δu_g より，下式の

とおりである。

$$T = N\Delta u_g = N\left(\frac{{y_{r1}}^2}{2\xi_b L_0} + \frac{{y_{r2}}^2}{2\xi_g L_0} \right) \tag{6.3.8}$$

図 6.3.2 (a)より接合部の回転ばね弾性エネルギーU_sは下式のとおりである。

$$U_s = \frac{1}{2} K_{Rg2}' \left(\frac{y_{r2}}{\xi_g L_0} - \frac{y_{r1}}{\xi_b L_0} \right)^2 + \frac{1}{2} K_{Rb} \left(\frac{y_{r1}}{\xi_b L_0} \right)^2 \tag{6.3.9}$$

エネルギー変分の釣合いより下 2 式が成立する。

$$\begin{aligned} \frac{\partial (U_s - T)}{\partial y_{r1}} &= \frac{\partial}{\partial y_{r1}} \left(\frac{1}{2} K_{Rg2}' \left(\frac{y_{r2}}{\xi_g L_0} - \frac{y_{r1}}{\xi_b L_0} \right)^2 + \frac{1}{2} K_{Rb} \left(\frac{y_{r1}}{\xi_b L_0} \right)^2 - N \left(\frac{{y_{r1}}^2}{2\xi_b L_0} + \frac{{y_{r2}}^2}{2\xi_g L_0} \right) \right) \\ &= -\frac{K_{Rg2}'}{\xi_b L_0} \left(\frac{y_{r2}}{\xi_g L_0} - \frac{y_{r1}}{\xi_b L_0} \right) + \frac{K_{Rb} y_{r1}}{(\xi_b L_0)^2} - N \frac{y_{r1}}{\xi_b L_0} = 0 \end{aligned} \tag{6.3.10}$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial (U_s - T)}{\partial y_{r2}} &= \frac{\partial}{\partial y_{r2}} \left(\frac{1}{2} K_{Rg2}' \left(\frac{y_{r2}}{\xi_g L_0} - \frac{y_{r1}}{\xi_b L_0} \right)^2 + \frac{1}{2} K_{Rb} \left(\frac{y_{r1}}{\xi_b L_0} \right)^2 - N \left(\frac{{y_{r1}}^2}{2\xi_b L_0} + \frac{{y_{r2}}^2}{2\xi_g L_0} \right) \right) \\ &= \frac{K_{Rg2}'}{\xi_g L_0} \left(\frac{y_{r2}}{\xi_g L_0} - \frac{y_{r1}}{\xi_b L_0} \right) - N \frac{y_{r2}}{\xi_g L_0} = 0 \end{aligned} \tag{6.3.11}$$

式(6.3.10)より式(6.3.12)，式(6.3.11)より式(6.3.13)を導ける。

$$N y_{r1} = -K_{Rg2}' \left(\frac{y_{r2}}{\xi_g L_0} - \frac{y_{r1}}{\xi_b L_0} \right) + \frac{K_{Rb} y_{r1}}{\xi_b L_0} \tag{6.3.12}$$

$$N y_{r2} = K_{Rg2}' \left(\frac{y_{r2}}{\xi_g L_0} - \frac{y_{r1}}{\xi_b L_0} \right) \tag{6.3.13}$$

上 2 式を連立することで，2 ばねモデルの接合部座屈荷重N_{cr}^rを算出できる。

$$N = K_{Rg2}' \left(\frac{\xi_g L_0 \left(K_{Rb} / K_{Rg2}' + 1 \right) + \xi_b L_0 - \sqrt{\left(\xi_g L_0 \left(K_{Rb} / K_{Rg2}' + 1 \right) - \xi_b L_0 \right)^2 + 4 \xi_g L_0 \xi_b L_0}}{2 \xi_g L_0 \xi_b L_0} \right) \tag{6.3.14}$$

6.3.1.2　接合部座屈荷重による閾値の評価

前項にて導出した各モデルの接合部座屈荷重をまとめると下記の通りとなる。

$$N_{cr}{}^{r}=\begin{cases}\dfrac{1}{1/K_{Rg2}'+1/K_{Rb}}\cdot\dfrac{1}{\xi_2 L_0} & \left(K_{Rb}/K_{Rg2}'\le a:\text{モデル1 低剛性梁}\right)\\ \dfrac{1}{1/K_{Rg2}'+1/K_{Rb}}\cdot\dfrac{1}{\xi_g L_0} & \left(a<K_{Rb}/K_{Rg2}'\le b:\text{モデル2 中剛性梁}\right)\\ \dfrac{1}{K_{Rg2}'}\cdot\dfrac{1}{\xi_g L_0} & \left(b<K_{Rb}/K_{Rg2}':\text{モデル3 高剛性梁}\right)\end{cases} \quad (6.3.15)$$

2 ばねモデルの場合の N_{cr}^{r} は下記のように算出される。

$$N=K_{Rg2}'\left(\frac{\xi_g L_0\left(K_{Rb}/K_{Rg2}'+1\right)+\xi_b L_0-\sqrt{\left(\xi_g L_0\left(K_{Rb}/K_{Rg2}'+1\right)-\xi_b L_0\right)^2+4\xi_g L_0\xi_b L_0}}{2\xi_g L_0\xi_b L_0}\right) \quad (6.3.14\ \text{再掲})$$

図 6.3.3 に上部接合部長 $\xi_2 L_0$ に対する上部 GPL 部長 $\xi_g L_0$ の比率（ξ_2/ξ_g）が 1.0，1.5，1.8，2.0，2.5，3.0 の場合についてモデル 1～3 にて算出される接合部座屈荷重 N_{cr}^{r} および 2 ばねモデルを用いて算出される N_{cr}^{r} を比較する。ここで，各部材の諸元値を表 6.3.1 に示す。同図に見るように，2 ばねモデルの N_{cr}^{r} は，$K_{Rb}/K_{Rg2}'=a$ にてモデル 2 に近づき，$K_{Rb}/K_{Rg2}'=b$ でモデル 3 の 9 割程度に達する。これより，前項の閾値を下式のように設定する。

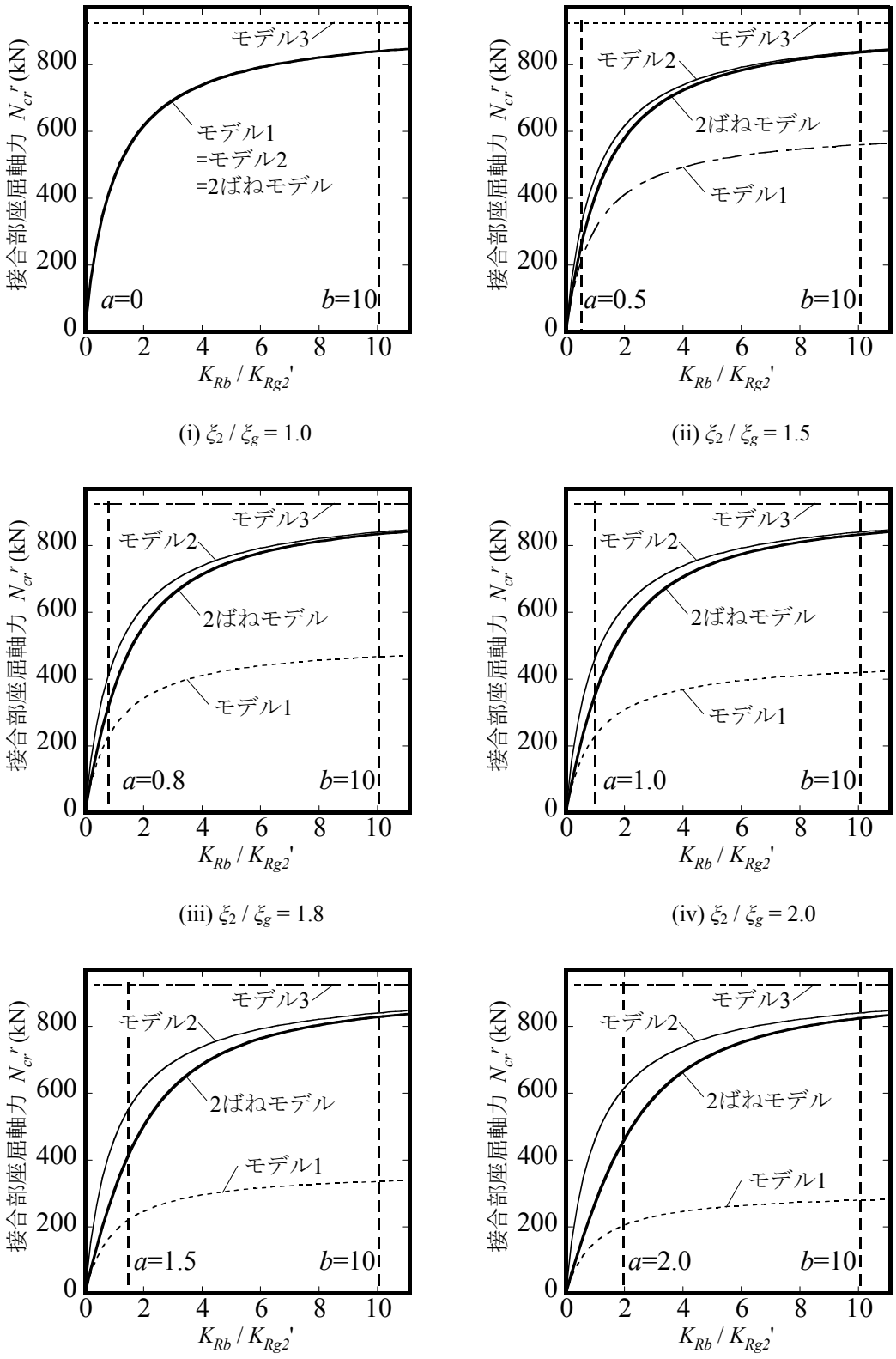
$$a=\xi_2/\xi_g-1 \quad (6.3.16)$$

$$b=10 \quad (6.3.17)$$

図 6.3.3 より，上 2 式は $1\le\xi_2/\xi_g\le 2$ 程度内で概ね閾値設定の前提と対応しているが，$2.5\le\xi_2/\xi_g$ では徐々に 2 ばねモデルが早い段階でモデル 2 へと漸近する様子が確認できる。

表 6.3.1 各モデル諸元値

ξ_2/ξ_1	上部接合部長 $\xi_2 L_0$ (mm)	上部GPL長 $\xi_g L_0$ (mm)	上部大梁部長 $\xi_b L_0$ (mm)	上部GPL回転剛性 K_{Rg2}' (kN/m)	a	b
1.0	380	380	0	351	0.0	10
1.5	570	380	190	351	0.5	11
1.8	684	380	304	351	0.8	12
2.0	760	380	380	351	1.0	13
2.5	950	380	570	351	1.5	14
3.0	1140	380	760	351	2.0	15



(i) $\xi_2 / \xi_g = 1.0$

(ii) $\xi_2 / \xi_g = 1.5$

(iii) $\xi_2 / \xi_g = 1.8$

(iv) $\xi_2 / \xi_g = 2.0$

(v) $\xi_2 / \xi_g = 2.5$

(vi) $\xi_2 / \xi_g = 3.0$

図 6.3.3 接合部回転剛性比率 - 接合部座屈荷重関係 [6.1)]

6.3.2　数値解析による評価モデルの検証

前項で提案した評価法による N_{lim1} を図 6.3.4 に示す数値解析モデルを用いて検証する。図 6.3.4 に示すように，5 つのばねを有する 13 部材のモデルとする。各ばねは，大梁中央，上部ガセットプレート，上部拘束材端部，下部拘束材端部，下部ガセットプレート位置にあるものとする。前項で提案した設計法と比較するため，大梁中央から上部ガセットプレートに位置するばね間の部材を剛体として設定する。また，各ばね間の部材については剛接とする。図 6.3.4 のモデルが図 6.3.5 のように対称形状になるよう初期不整を設定し，弾性軸力－面外変位関係を算出する。式(6.2.2)より崩壊時軸力－面外変位関係を導き，弾性軸力－面外変位関係との交点を図 6.3.4 の数値解析モデルの N_{lim} として評価する。参考文献 6.3)の L-RN'2 の場合を例として，N_{lim} と K_{Rb} / K_{Rg2}'との関係を逆対称モードの崩壊メカニズムにて式(6.2.5)より得られた結果と合わせて示す。図 6.3.6 より，解析結果は前項で仮定した閾値によりモデル 1→2→3 に近接することが確認できる。

最後に，本節にて提案した評価モデルを用いて，安定限界軸力を評価し，第 3 章および参考文献 6.3)の実験結果と比較する。図 6.3.7 より，評価モデルを用いることで，6.2 節で提案した手法に比べ精度が向上することがわかる。

$$N = \frac{y_r}{y_r + a_r} N_{cr}^B \tag{6.2.1 再掲}$$

$$N = N_{cr}^r + \frac{M_p^r - M_0^r}{y_r + a_r} \tag{6.2.2 再掲}$$

$$N_{lim1} = \frac{\left(M_p^r - M_0^r\right)/a_r + N_{cr}^r}{\left(M_p^r - M_0^r\right)/\left(a_r N_{cr}^B\right) + 1} \tag{6.2.5 再掲}$$

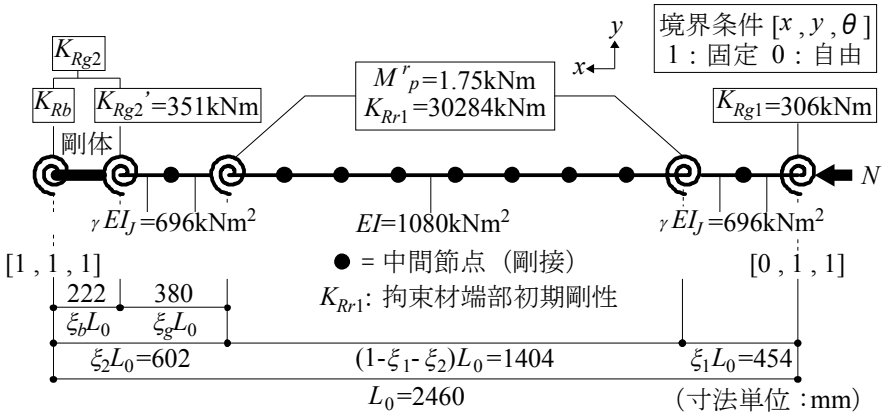


図 6.3.4 数値解析モデル [6.1)]

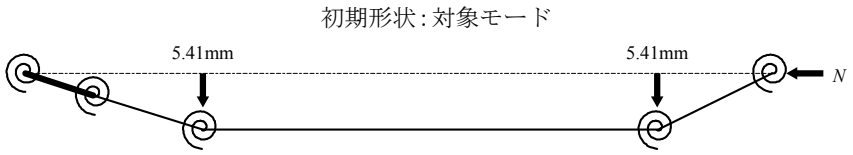


図 6.3.5 初期不整の設定 [6.1)]

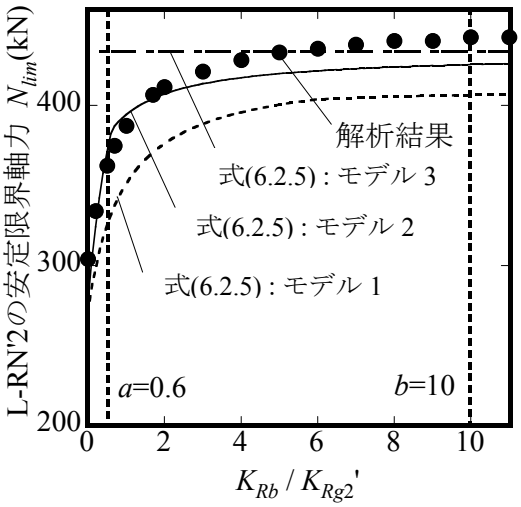


図 6.3.6 数値解析結果 [6.1)]

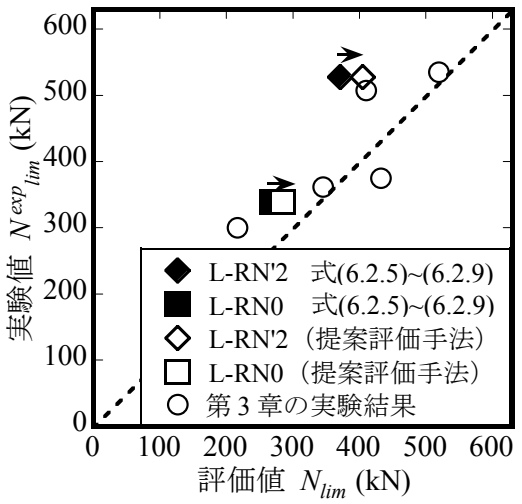


図 6.3.7 安定限界軸力評価精度 [6.1)]

6.4　梁側接合部の回転剛性の評価

前節において，BRB の梁側接合部の回転剛性を高めることは BRB の機構安定条件に大きく寄与することを示した。既往の研究[6.4)]では，RBSM(剛体ばねモデル)によって接合部の回転剛性の簡易的な算出法が提案されているが，梁周りの回転剛性は考慮されておらず，梁側接合部の回転剛性が接合部のディテールや接合部に取付く直交梁によってどのように変化するかについては明らかになっていない。

そこで本節では，K 型配置された BRB の梁側接合部を対象に，実設計を想定した K 型配置された BRB と周辺フレームを仮定し，FEM 解析により大梁周りの回転剛性を考慮した接合部の回転剛性について検討を行う。

6.4.1　解析モデル

図 6.4.1 に K 型配置接合部の検討範囲を示す。ブレースが取りつく梁の両側節点から，柱を階高の 1/2，梁をスパンの 1/2 切り出した部分と BRB 接合部を 4 節点シェル要素でモデル化する。尚，コア周辺を想定し小梁は片側のみに取付く場合を想定する。また，引張側の BRB やスラブの寄与は無視する。各柱･梁端部は，端部芯で *xyz* 変位固定，回転自由の支持条件とし，平面保持させるために剛体棒要素で端部節点と支持節点を結合する。BRB は材質 LYP225，降伏軸力を 2000kN と仮定する。

図 6.4.2 に接合部のディテールを示す。センタースチフナーはすべてのモデルであるものとし，センタースチフナーのみのモデル(TYPE1)と，サイドウェブスチフナーがあるモデル(TYPE2)，フィンスチフナーが大梁下フランジと接合されるモデル(TYPE3)の 3 ケースを検討する。

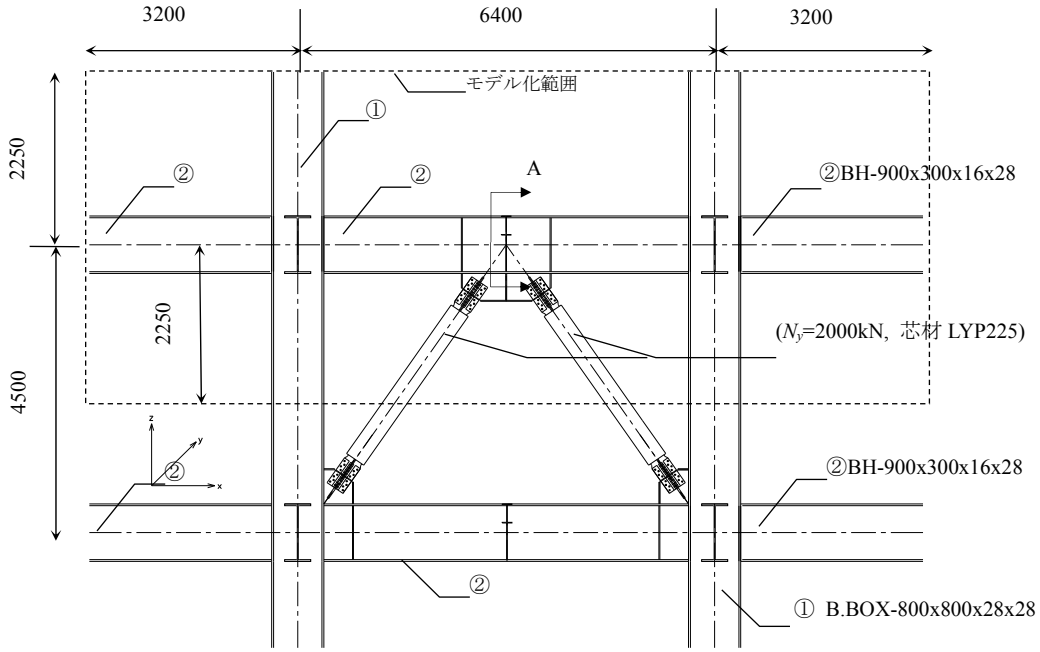


図 6.4.1　K 型配置 BRB 接合部の検討範囲

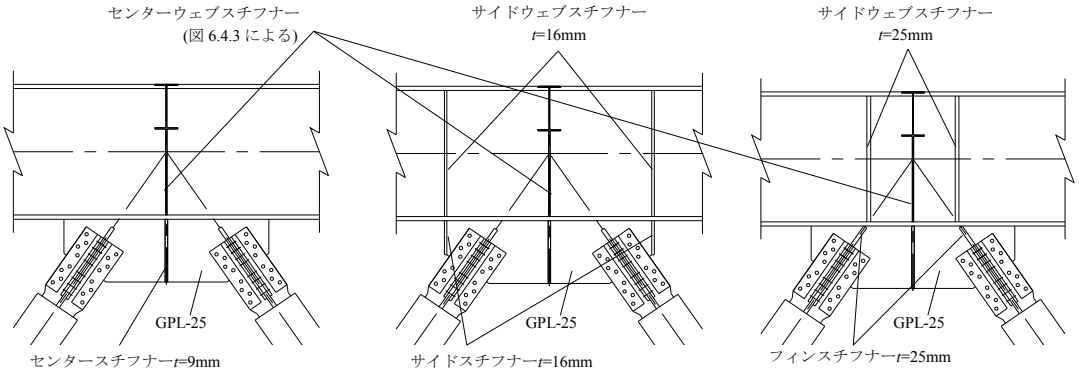


図 6.4.2　梁側接合部のディテール

図 6.4.3 にブレース面外方向のディテール (図 6.4.1 の A 断面)を示す。面外方向に梁が取りつかない場合と長さ 7,500mm の梁が取りつく場合を想定し，ブレース構面との接合部を (a)構面外梁なし，(b)ピン接合(構面外小梁せいが大梁せいの 1/3 程度)，(c)方杖接合(構面外小梁せいが大梁せいの 1/3 程度)，(d)剛接合 1 (構面外小梁せいが大梁せいの 1/2 程度)，(e)剛接合 2 (構面外小梁せいが大梁せいの 2/3 程度)の 5 種類を検討する。

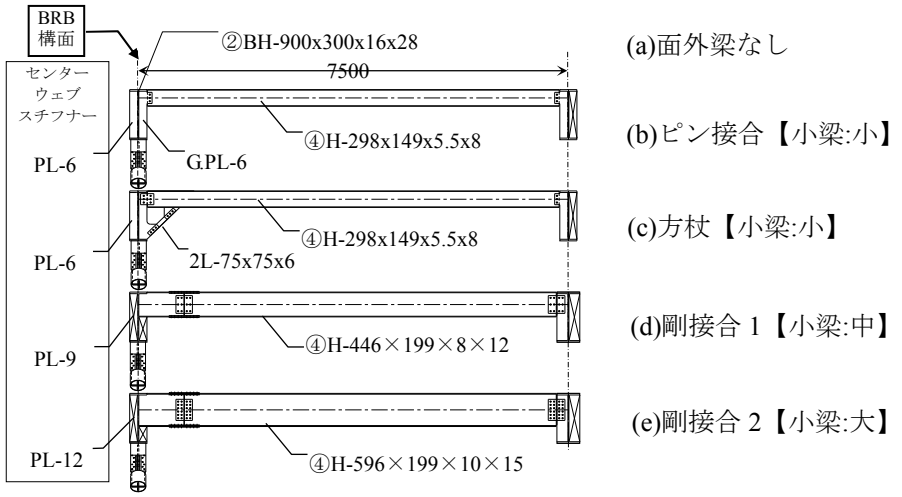


図 6.4.3　面外梁の取付き詳細

図 6.4.4 に示すように x 方向のスパンは 6.4m，y 方向を 15m と仮定し，スパンの半分でピン支持とする。BRB 接合部先端に面外荷重 P=100kN を載荷し，載荷点の y 方向変位を算出する。また，大梁周りの部材の変形の影響を分析するために，図 6.4.5 に示すように GPL 以外の要素のヤング率を 100 倍した場合についても検討を行う。

図 6.4.5 に示すように大梁周りの回転剛性を考慮した面外変位を y_r，大梁周りの剛性を極大としガセットプレートの剛性のみを考慮した面外変位を y_{r2} とする。また，大梁周りの回転に伴う変形 y_{Rb} は次式にて算出するものとする。

$$y_{Rb} = y_r - y_{r2} \tag{6.4.1}$$

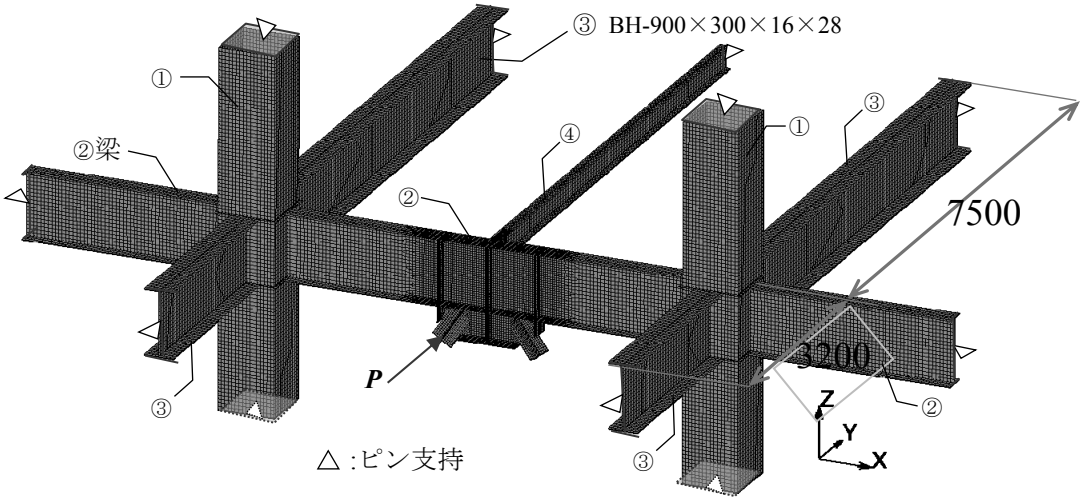


図 6.4.4　FEM 解析モデル図

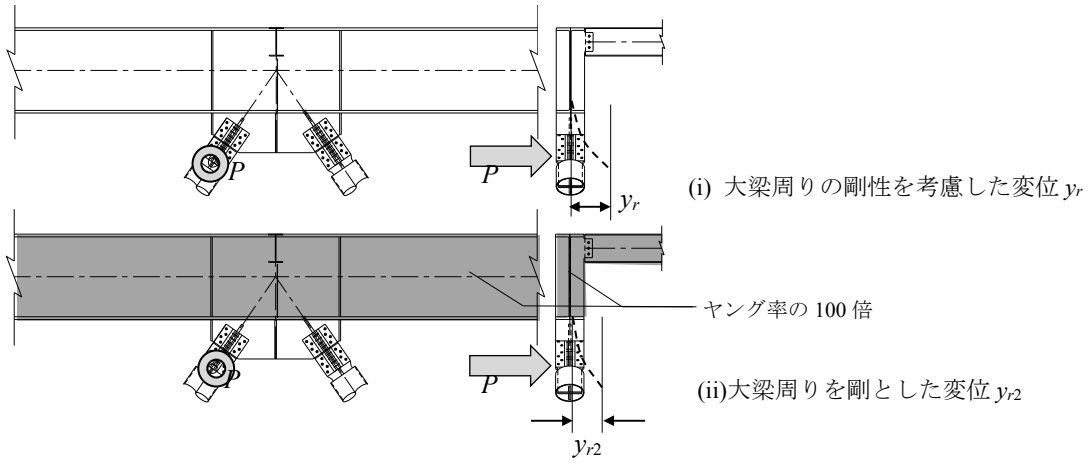


図 6.4.5　大梁周りの境界条件と面外変位記号

6.4.2　解析結果

6.4.2.1 載荷点の面外変位

FEM 解析によって算出した載荷点の面外変位を図 6.4.6 に示す。

GPL の曲げ変形は直行方向の梁の影響を受けないため, すべてのモデルで等しい値となっている。一方で，周辺フレームによる変形量は，面外梁の接合が同じであっても TYPE1，TYPE2 とで異なる。これはウェブスチフナーの剛性が影響していると考えられる。

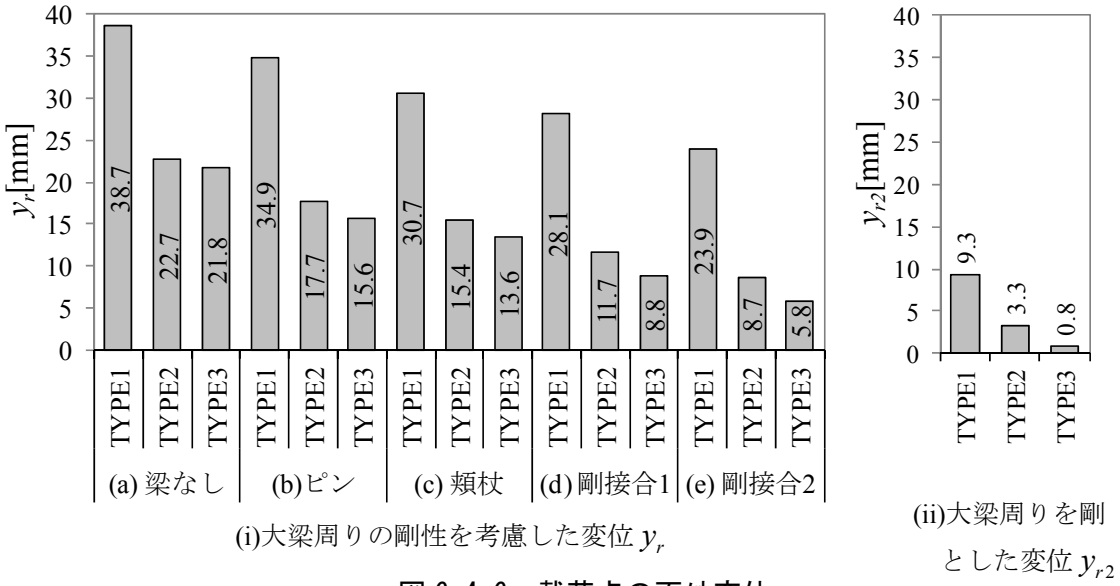


図 6.4.6　載荷点の面外変位

6.4.2.2 回転バネ定数の算出

図 6.4.7 に大梁の回転に伴う変位を含む接合部の力学モデルを示す。大梁の回転剛性と上部 GPL の回転剛性は次によって算出する。

$$K_{Rg2}' = 1/\left(1/{}_H K_{Rg2}' - \xi_g L_0^3/3\gamma EI\right) \times \xi_g L_0^2 \tag{6.4.2}$$

$$K_{Rb} = {}_H K_{Rb} \times \xi_2 L_0^2 \tag{6.4.3}$$

ここで，${}_H K_{Rg2'} = P/y_{r2}$，${}_H K_{Rb} = P/y_{Rb}$ であり，y_{r2}，y_{Rb} は FEM 解析によって算出した載荷点の面外変位である。${}_H K_{Rg2'}$，${}_H K_{Rb}$ は回転剛性と区別するため，水平剛性と呼ぶことにする。図 6.4.8 に式(6.4.2) ，(6.4.3)より算出した $K_{Rb}/K_{Rg2'}$を示す。検討モデルの ξ_2/ξ_g は 1180/513=2.3 となる。前節による中剛性梁の条件

$$K_{Rb}/K_{Rg2}' < \xi_2/\xi_g - 1 = 1.3 \tag{6.4.4}$$

を図 6.4.8 の赤点線で示す。TYPE1 では方杖タイプと剛接 1,2 の場合，TYPE2 では剛接 2 の場合は中剛性梁，その他はすべて低剛性梁に分類される。前節により，梁の接合部の回転剛性 K_{Rg2} は式(6.4.5)にて，BRB の接合部十字断面の曲げ剛性 γEI / $\xi_g L_0$ により無次元化した回転バネ定数比 ${}_\xi\kappa_{Rg}$ は式(6.4.6)にて算出できる。

$$K_{Rg2} = \left(1/K_{Rg2}' + 1/K_{Rb}\right)^{-1} \tag{6.4.5}$$

$${}_\xi\kappa_{Rg2} = K_{Rg2}'/(\gamma EI/\xi_g L_0) \tag{6.4.6}$$

図 6.4.9 に各モデルの ${}_\xi\kappa_{Rg}$ の値と，第 5 章で定義した，低剛性タイプ ${}_\xi\kappa_{Rg}$ =0.15，高剛性タイプ ${}_\xi\kappa_{Rg}$ =0.60 を青点線で合わせて示す。図 6.4.9 から TYPE1, 2 では低剛性タイプ程度であり，TYPE3 のようにフィンスチフナーを大梁下フランジに接合させるディテールは接合部の回転剛性を高めることに有効であるが，前述のように大梁は低剛性梁と見なす必要がある。

K 型配置の梁接合部では大梁周りの剛性を高めることも含めて検討しないと接合部を高剛性化は困難であり，かつ GPL を高剛性化すると接合部長さは大梁中心を起点する必要性が出てくることがわかる。

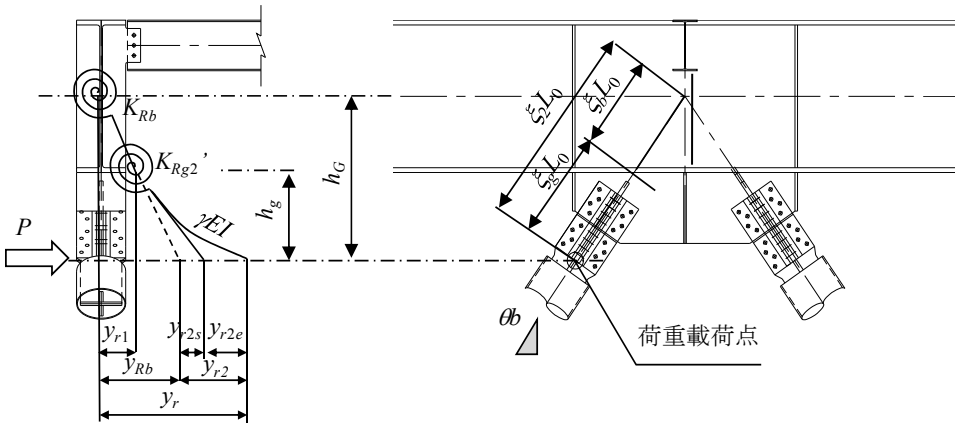


図 6.4.7　大梁の回転に伴う変位を含む接合部の力学モデル

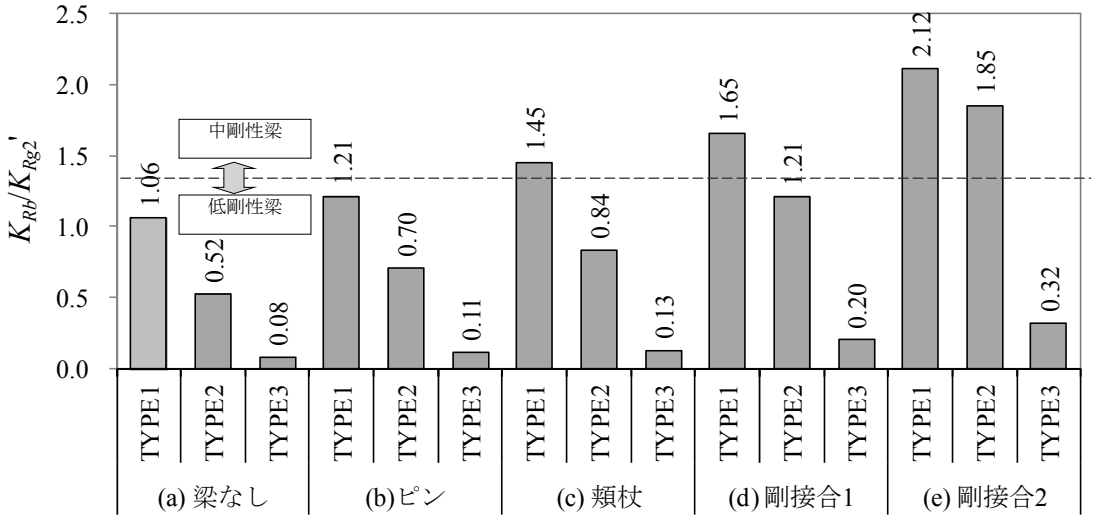


図 6.4.8　大梁の回転剛性と上部 GPL 回転ばねの比

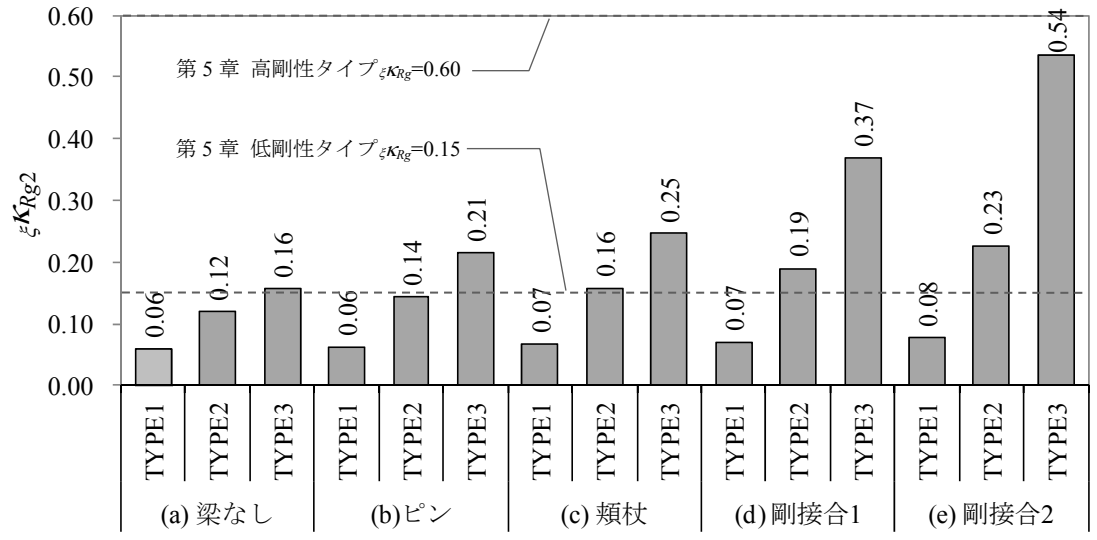


図 6.4.9　上部接合部の無次元化回転ばね剛性比

6.5　梁側接合部回転剛性算出のための簡易モデル

前節で K 型配置 BRB の梁側接合部を対象に, FEM 解析によりその回転剛性について検討を行ったが，実設計において BRB 接合部の回転剛性を評価するために，その都度 FEM 解析を実施することは実務設計上現実的ではないため，簡易的な算出法を確立する必要がある。

既往の研究[6.4)]において，ガセットプレートの回転剛性を RSBM によって算出する方法が示されているが，梁側接合部の回転剛性評価に影響の大きい，大梁まわりの回転剛性が考慮されていない。

そこで, 本節では K 型配置 BRB の梁側接合部を対象に，接合部回転剛性を簡易的に算出する手法を提案し，前節の FEM 解析と比較することでその妥当性を検証する。

6.5.1　簡易的な接合部回転剛性の算出方法

6.5.1.1 大梁周りの水平剛性 $_HK_{Rb}$

大梁周りの回転剛性算出用のモデル化を図 6.5.1 に示す。大梁捩れのバネ $_HK_T$ と直交梁のバネ $_HK_B$ は並列とし，それに対して大梁のウェブスチフナーの曲げのバネ $_HK_G$ は直列に接合されていると仮定し，大梁周りの水平剛性 $_HK_{Rb}$ は次式により算出する。

$$ {}_HK_{Rb} = \{ 1 / ({}_HK_T + {}_HK_B) + 1/ {}_HK_G \}^{-1} = P / y_{Rb} \tag{6.5.1} $$

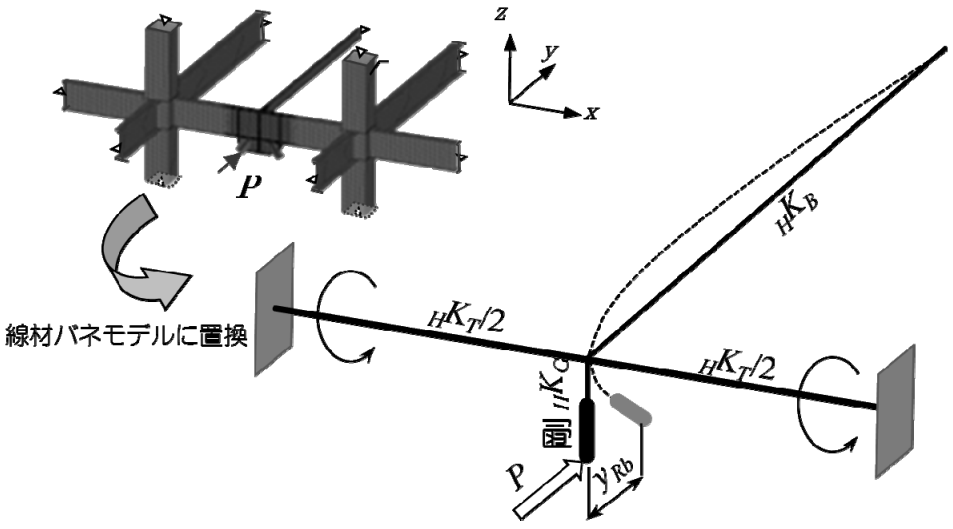


図 6.5.1　大梁周りの水平剛性算出用の簡易モデル

$_HK_T$を算出する場合には$_HK_B$を 0 で$_HK_G$を剛，また，$_HK_T$を算出する場合には$_HK_B$を 0 で$_HK_G$を剛，$_HK_G$を算出する場合には$_HK_T$，$_HK_B$を剛と見なすための境界条件を設定し，荷重 P と載荷点の面外変位 δ との関係からバネ剛性は$_HK=P/\delta$により求める。以下に荷重 P に対する各バネに相当する部位の面外変位 δ の算出式を示す。

(1)大梁の捩れによる面外変位 δ_T

簡単のため，接合部先端に載荷された荷重 P のねじりモーメント M_Tは，梁スパン中央に載荷されていると仮定する。

$$M_T = P \times h_G \tag{6.5.2}$$

ここで，h_Gは載荷点から梁芯までの高さとする。捩れの一般解は次式にて表される。

$$\varphi = C_1 + C_2 \cosh \nu x + C_3 \sinh \nu x + \frac{M_T}{GJ} x \tag{6.5.3}$$

ここで，$\nu = \sqrt{GJ / EC_W}$ であり，G はせん断弾性率，J はサンブナンの捩じり定数，E はヤング係数，C_Wは反り定数である。また，C_1，C_2，C_3は積分定数である。

境界条件から両端で捩じりは 0, 両端と中央で反りが拘束されているとして, x=0 ; φ=0, $d\varphi/dx$=0，$x=\ell_G$; $d\varphi/dx$=0 として積分定数を算出し，$x=\ell_G$を代入して変形 δ_Tを算出すると次式となる。

$$\delta_T = \frac{Ph_G^2}{2GJ} \cdot \frac{1}{\nu} \cdot \left\{ \frac{\left(\cosh \nu \ell_G - 1\right)^2}{\nu \sinh \nu \ell_G} - \sinh \nu \ell_G + \nu \ell_G \right\} \tag{6.5.4}$$

大梁の回転剛性の力学モデルを図 6.5.2 に示す。

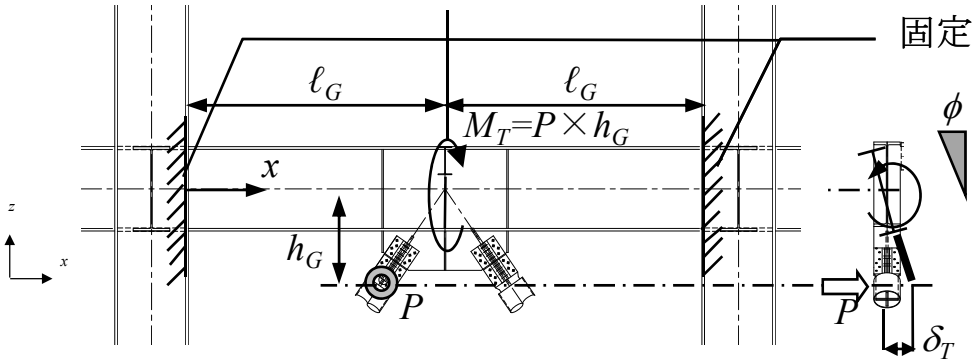


図 6.5.2　大梁の回転剛性の力学モデル

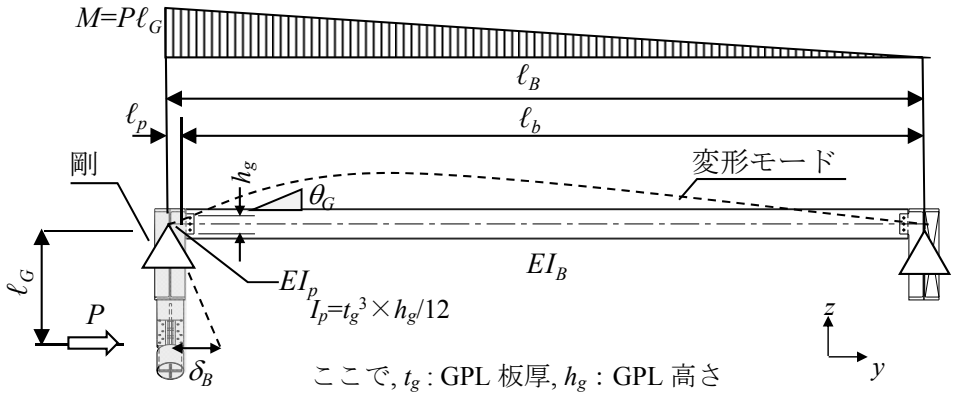
(2) 直交梁の変形による面外変位 δ_B

図 6.5.3 に直交梁ピン接合タイプの力学モデルを示す。直交梁はウェブ取り合い部断面と梁の直列要素とする。ウェブ取り合いの接合部のボルトが滑らないと仮定する。図 6.5.4 に直交梁類杖タイプの力学モデルを示す。方杖の軸変形は無視して剛体と仮定し，小梁と大梁の接合はピン接合とする。図 6.5.5 に直交梁剛接合タイプの力学モデルを示す。各モデルの荷重 P と変位関係 δ_B は次式となる。

ピン接合：
$$\delta_B = \frac{P\ell_G^{\,2}}{\ell_B^2}\cdot\left\{\frac{\ell_b^3}{3EI_B}+\frac{\ell_p}{3EI_p}\cdot\left(3\ell_p\ell_b+3\ell_b^2+\ell_p^2\right)\right\} \tag{6.5.5a}$$

方杖：
$$\delta_B = \frac{P\ell_b\ell_B}{6EI_B}\cdot\frac{\ell_a^2}{\ell_G}\cdot\left(1-\frac{\ell_b^2}{\ell_B^2}\right) \tag{6.5.5b}$$

剛接合：
$$\delta_B = \frac{P\ell_G^{\,2}\ell_B}{3EI_B} \tag{6.5.5c}$$



6.5.3　面外梁（ピン接合タイプ）の力学モデル

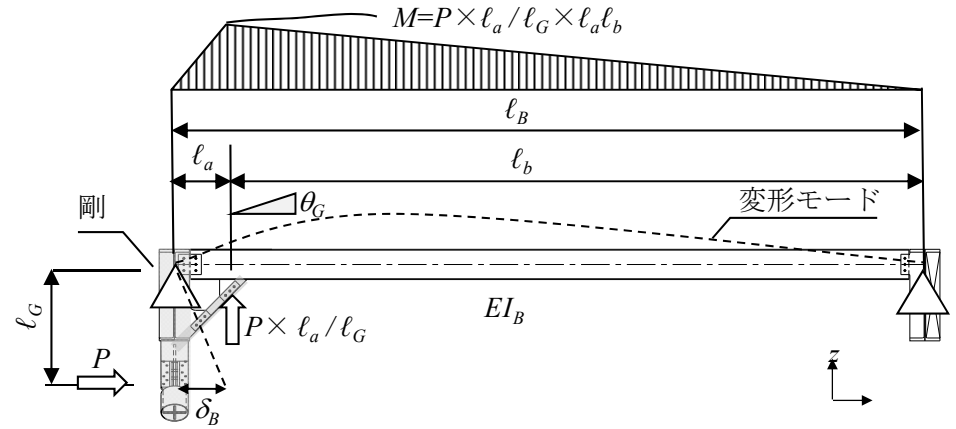


図 6.5.4　面外梁（方杖タイプ）の力学モデル

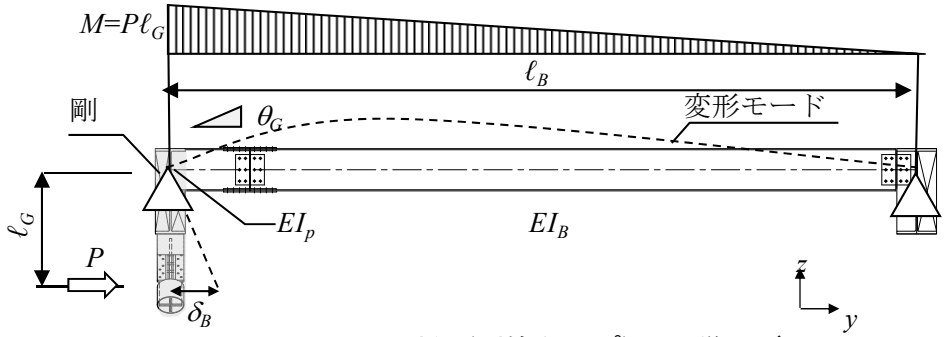


図 6.5.5　面外梁(剛節タイプ)の力学モデル

(3)大梁のウェブ曲げによる面外変位のバネ ${}_H\delta_{Gb}$

図 6.5.6 に示すように梁のウェブの曲げ変形が寄与する剛性を算出するため，上フランジ下端を固定端，ウェブは片持ち梁とし，GPL は剛体と考える。荷重に P に対する載荷点の面外変位 ${}_H\delta_{Gb}$ は次式となる。

$$ {}_H\delta_{Gb} = \frac{P\ell_h^{\,3}}{3EI_G}\cdot\left(3\frac{\ell_g^{\,2}}{\ell_h^{\,2}}+3\frac{\ell_g}{\ell_h}+1\right) \tag{6.5.6}$$

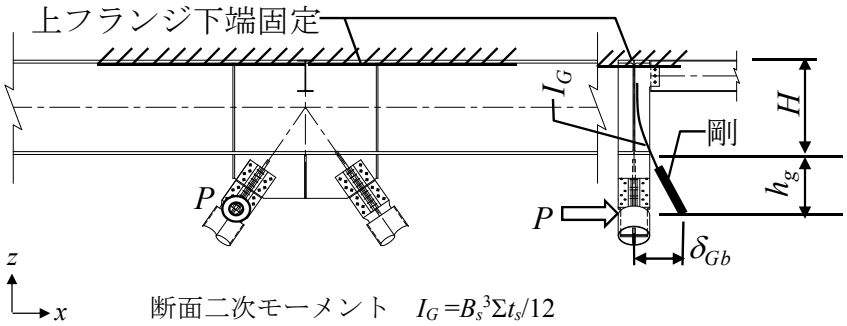


図 6.5.6　大梁ウェブの曲げ変形

6.5.1.2　梁付接合部の GPL の水平剛性 ${}_HK_{Rg2'}$

(1)リブがない場合(TYPE1)

図 6.5.7 に示すように GPL を梁要素部材 j，g，c を使って線材置換する。GPL のブレース芯線上の長さを $2a$ とし，部材 j は載荷点を点 A とし，部材芯と梁面の交点を点 C としピン支持とする。点 C からの距離 a の点 B を部材 g，c に片持ち梁で支持されていると仮定する。荷重 P に対する載荷点の変位量 δ_j と水平剛性 ${}_HK_{Rg2'}$ は次式となる。

$$\delta_j = P\{(a+\ell)/a\}^2/(3EI_g/\ell_g^3+3EI_c/\ell_c^3)+P\ell^2(\ell+a)/3EI_j \quad (6.5.7)$$

$$_HK_{Rg2}' = 1/[\{(a+\ell)/a\}^2/(3EI_g/\ell_g^3+3EI_c/\ell_c^3)+\ell^2(\ell+a)/3EI_j] \quad (6.5.8)$$

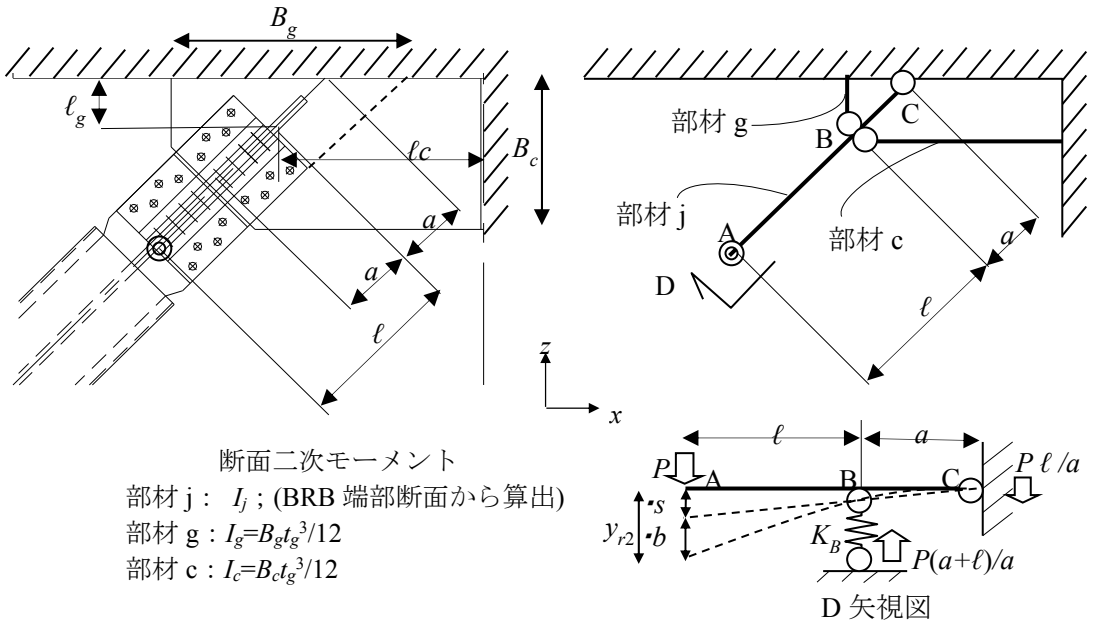
(2) 鉛直リブがある場合(TYPE2)

剛体バネモデル(RBSM)にて算出する。詳細は参考文献 6.4)による。

(3) フィンスチフナーが大梁したフランジに直接接合する場合(TYPE3)

GPL 端部を固定端とし曲げ変形のみを考慮し次式とする。

$$_HK_{Rg2}' = 3\gamma EI/\xi_g L_0^3 \quad (6.5.9)$$



断面二次モーメント
部材 j： I_j；(BRB 端部断面から算出)
部材 g：$I_g=B_g t_g^3/12$
部材 c：$I_c=B_c t_g^3/12$

D 矢視図

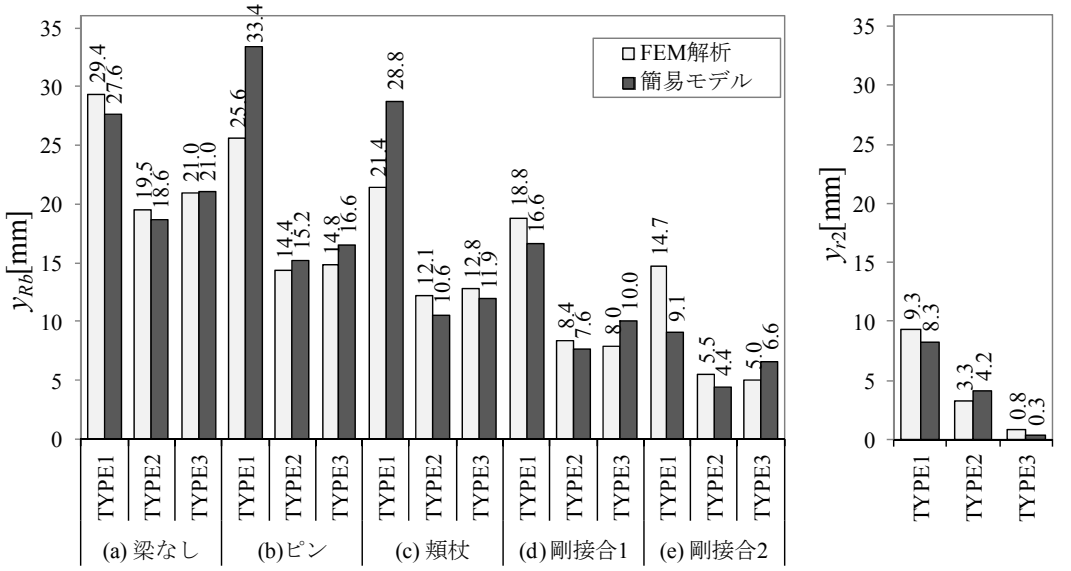
図 6.5.7　リブなし GPL の回転剛性算出用線材モデル

6.5.1.3　梁付接合部の回転剛性の算出

式(6.5.1)，式(6.5.8)などで算出した大梁周りの水平剛性 $_HK_{Rb}$ と GPL の水平剛性 $_HK_{Rg2'}$ を用いて，6.4 節の式(6.4.2)，(6.4.3)よって大梁周りの回転剛性と上部 GPL の回転剛性を算出する。

6.5.2 FEM 解析との比較

6.4 節の図 6.4.7 に示す，荷重 P=100kN に対する載荷点の大梁周りの回転に伴う変位 y_{Rb} と GPL の面外変位 y_{r2} について，簡易手法と FEM 解析による値との比較を図 6.5.8 に示す。



(i)大梁周りの回転に伴う変位 y_{Rb}　　(ii)GPL の変位 y_{r2}

図 6.5.8　載荷点の変位の比較

簡易手法は FEM 解析と同程度の値であるが，剛接合 1，2 の TYPE1 では簡易手法が過小評価している。これは，面外梁剛性が大きい場合，TYPE1 のようにセンターウェブスチフナーのみの場合には下フランジが局部的に捩れる変形が生じることによるためと考えられる。TYPE2，3 のように GPL 直上にウェブスチフナーを配置することで，大梁ウェブの曲げ変形と下フランジの局部的な捩れ変形を抑制し，回転剛性を高めることに有効であり，かつ，簡易手法での算出精度を高めることできる。

6.6 結

本章では，K 型配置のように，両端の接合条件が非対称となる場合の BRB の機構安定条件を導くと共に，その機構安定条件式を実際の設計に適用する場合の手法について提案した。また，柱梁側接合部に比べて，接合部回転剛性の評価が複雑となる梁側接合部の回転剛性を簡易的に評価できる手法を提案した。以下に得られた知見を示す。

1) 梁側接合部の回転剛性を，大梁部材軸周りの回転剛性と上部ガセットプレートの回転剛性を足し合わせた回転剛性と評価することにより，第 3 章と同様の手法を用いて，K 型配置された BRB の様に，接合部条件が非対称となる場合の機構安定評価式を誘導した。

2) 大梁の回転剛性に応じた上部回転剛性および接合部長の評価モデルを 3 種類提案し，接合部座屈荷重との対応から各モデルの閾値を示した。また，閾値により各評価モデルを使い分け，数値解析によりその評価法の妥当性を確認した。

3) 実設計を想定した K 型配置された BRB の梁側接合部の回転剛性を FEM 解析結果に基づき算出し，梁の剛性モデルの閾値と無次元化回転バネ定数の検討を行った。その結果，K 型配置の梁接合部は，柱梁側接合部と比較すると回転剛性は低くなる傾向にあること，直交小梁等により大梁自身の回転剛性を高めないと梁側の接合部を高剛性化することは困難であること，G.PL のみ高剛性化すると，座屈長さは大梁中心を起点とする必要性があることが解った。

4) 梁側接合部の簡易的な回転剛性算出法について提案し,その妥当性を検証した。簡易評価法と FEM 解析との比較から，ウェブセンターのみにしかスチフナーがない場合は，下端フランジに局部的な変形が生じるため，簡易評価法は剛性を過大に評価する傾向にあるが，サイドスチフナーも設置した場合やガセットプレートフィンスチフナーと梁下フランジを直接溶接する場合では総じて，提案した簡易評価法は FEM 解析結果とよく整合していることが解った。

第 6 章の参考文献

6.1) 三原早紀 : K 型配置された座屈拘束ブレースの構面外機構安定性，東京工業大学平成 26 年度修士論文，第 2 章および第 5 章，2015.3

6.2) 長路秀鷹，松井良太，三原早紀，竹内徹，小﨑均，小西克尚，帆足勇磨，大山翔也：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの機構安定性　その 12　K 型配置に対する評価式の導出および実験計画，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，C-1 分冊，pp.1089-1090，2015.9

6.3) 竹内徹，松井良太，三原早紀，小﨑均，小西克尚，帆足勇磨，大山翔也：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの機構安定性　その 13　K 型配置実験の結果と数値解析，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，C-1 分冊，pp.1091-1092，2015.9

6.4) 聲高裕治，木下智裕 : 座屈拘束ブレースの構面外座屈防止設計法，日本建築学会構造系論文集，第 74 巻，第 641 号，pp.1371-1378，2009.7

第 7 章　超高層建物における座屈拘束ブレースの機構安定設計

7.1 序

第 1 章で記述したように, 超高層建物に座屈拘束ブレース(以降 BRB)を使用する場合は，中高層建物で使用するものよりブレース容量(ブレース降伏軸力)が大きくなり，場合によっては 10,000kN を超えるようなブレースも使われている。この時の問題点としては，ブレースの降伏軸力が増えると，接合部のボルト本数も多くなり，必然的に接合部が長くなるため，前章までに論じてきた，構面外機構安定性状的には不利な状況となることが予測される。また，高容量ブレースならではの設計上の配慮も必要となる。

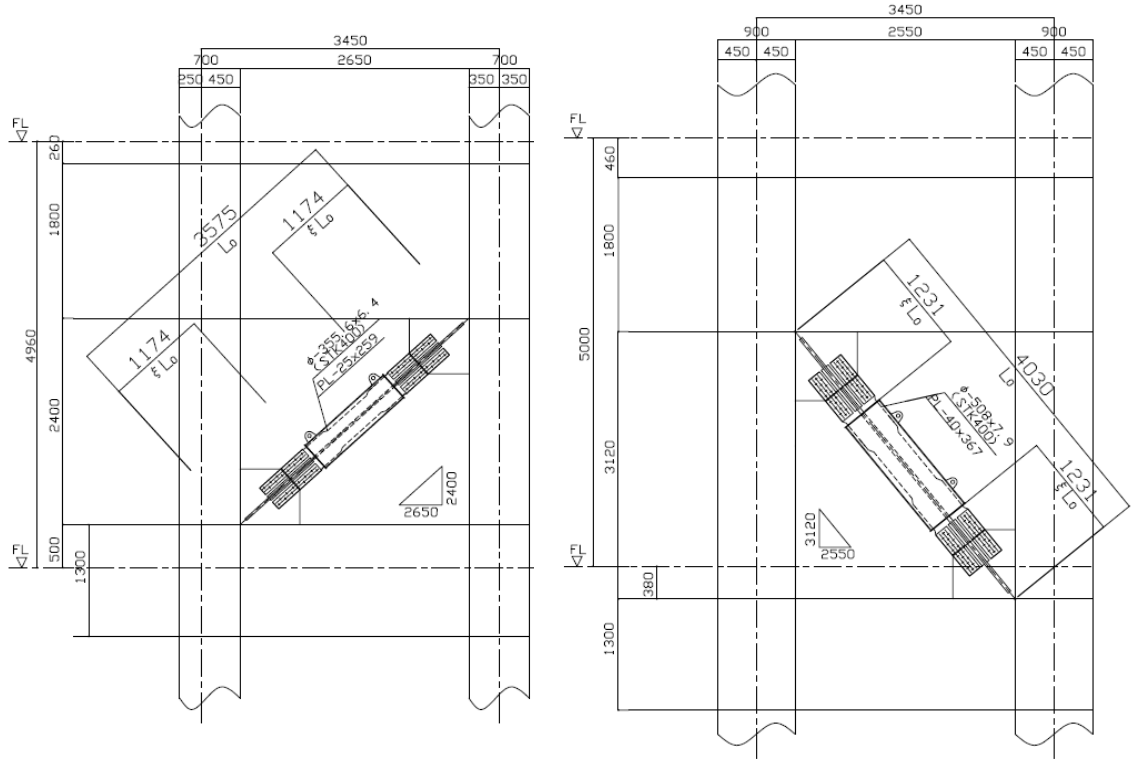
本章では，前章までに得られた知見を総合し，実際の超高層建物に使用されている BRB を対象として，本論文で提案する機構安定条件式に基づき，その機構安定性を検証すると共に，問題がある場合の設計方法を検討する。特にブレースの片側が大梁に取付く K 型配置の BRB に対しては，第 6 章の検討も踏まえて，機構安定性を考慮した上での接合部ディテールを提案する。

なお，本章における BRB の機構安定性の評価においては，前章までと同様に安全側の仮定として, BRB には地震時に構面外方向に 1/100 の層間変形角が生じることを想定して検討を行う。

7.2　片流れ配置された BRB の機構安定性の検討

実際の超高層建物に使用されている BRB の内，まずは両端の接合部条件が対称となる，片流れ配置された BRB に対して，第 5 章で提案した機構安定評価手法に従って，BRB の機構安定性の検討を行う。

検討対象とする片流れ配置された BRB 付きフレームを図 7.1 に示す。設置例 1 としてスパン 3450mm(内法スパン 2650mm)，階高 4960mm(内法高さ 2400mm)のフレームに降伏軸力 N_y =4000kN の BRB を配置した場合と，設置例 2 としてスパン 3450mm(内法スパン 2550mm), 階高 5000mm(内法高さ 3120mm)のフレームに降伏軸力 N_y =9000kN の BRB を配置した場合を考える。表 7.1 に採用した BRB の部材表を示す。



(a)設置例 1　　(b)設置例 2

図 7.1　片流れ配置された BRB の検討例

表 7.1　検討で採用した BRB の部材表

検討例	芯材 (SN490)								降伏軸力		補剛管 (STK400)	曲げ剛性		限界座屈長	接合部長
	形状	塑性化部断面積 A_0(mm^2)	拡幅部断面積 A_1(mm^2)	接合部断面積 A_2(mm^2)	板厚 t(mm)	塑性化部幅 W_0(mm)	突出部幅 W_1(mm)	接合部幅 W_2(mm)	平均値 $355\times A_0$ N_y (kN)	最大値 $385\times A_0$ $N_{y\max}$ (kN)		補剛材 EI (kNm^2)	接合部 γEI (kNm^2)	L_k (mm)	ξL_0 (mm)
設置例1	＋	12275	14775	15725	25	238	308	327	4003	4726	ϕ-355.6×6.4	21946	37514	5768	1174
設置例2	＋	25360	33200	36800	40	337	435	480	9003	9764	ϕ-508.0×7.9	79565	198290	7322	1231

7.2.1　設置例 1 の検討

接合部の設計を通常の高力ボルト(F10T，M22)による摩擦接合とすると，図 7.1(a)に示すように，2 列千鳥配置として接合部長さ ξL_0 は 1174mm となる。接合部の無次元化回転ばね剛性比は安全側の仮定として，第 5 章で記述した低剛性タイプの ${}_{\xi}\kappa_{Rg}$=0.15 とし，貫入長比は ℓ_{in}=1.0 とする。第 5 章で定義した，設計変数特性値および評価用特性値をまとめると表 7.2 上段のようになる。

表 7.2　片流れ配置(設置例 1)の特性値

設計変数特性値				評価用特性値				
接合部長さ比 ξ	座屈長さ比 L_0 / L_k	貫入長比 L_{in} / W_1	回転剛性比 ${}_{\xi}\kappa_{Rg}$	曲げ剛性比 γ	断面積比 A_2 / A_0	断面積比 A_1 / A_0	回転剛性比 ${}_{L}\kappa_{Rr}$	長さ比 L_k / W_1
0.328	0.620	1.0	0.15	1.71	1.40	1.31	1.52	18.7
0.328	0.620	1.5	0.15	1.71	1.40	1.31	5.12	18.7

これらの特性値から，第 5 章に示す機構安定条件式(5.4)右辺の設計用曲げモーメント M^r / N_y を計算すると下記となる。ここで，芯材の元たわみ及び芯材と拘束材のクリアランスは a+e=3mm，s_r=1mm と仮定し，面外変位としては層間変形角 1/100 に相当する δ_0=50mm を考える。なお，N_{cr}^B および ${}_{L}\kappa_{Rr}$ は第 5 章と同様に，文献 5.7)の方法により算出している。

$$M^r / N_y = \frac{a_r}{1 - N_{cu} / N_{cr}^B}\left(\alpha_d - N_{cr}^r / N_y\right) + M_0^r / N_y$$

$$= \frac{11.6}{1 - 5203 / 34006}\left(1.3 - 927 / 4003\right) + 2.70 \times 1.5 \times \frac{385}{355} = 14.6 + 4.4 = 19.0\,[\mathrm{mm}]$$

一方，式(5.4)左辺の拘束材端部の曲げ耐力は，芯材突出部の曲げ耐力で決まり式(5.17)を用いて計算すると下記となる。

$$M_p^r / N_y = 152.9 / 4003 \times 10^3 = 38.2\,[\mathrm{mm}]$$

$M_p^r / N_y = 38.2 > M^r / N_y = 19.0$ となり，機構安定条件を満足していることが検証できる。

以上の検討では，ひずみ硬化係数は第 5 章にならい $\alpha_d=1.3$ としたが，BRB を制振ブレースとして積極的に早期に降伏させ，大きなエネルギー吸収を期待する設計とした場合，$\alpha_d=1.5$ 程度まで上昇することも考えられる。そこで，以下に $\alpha_d=1.5$ とした場合の検討例を示す。

$$M^r/N_y=\frac{a_r}{1-N_{cu}/N_{cr}^B}\left(\alpha_d-N_{cr}^r/N_y\right)+M_0^r/N_y$$
$$=\frac{11.6}{1-6004/34006}\left(1.5-927/4003\right)+2.70\times1.5\times\frac{385}{355}=17.9+4.4=22.3\,[\mathrm{mm}]$$

拘束材端部の曲げ耐力は，芯材突出部の曲げ耐力で決まり下記となる。

$$M_p^r/N_y=102.8/4003\times10^3=25.7\,[\mathrm{mm}]$$

従って，$M_p^r/N_y=25.7>M^r/N_y=22.3$ となり，本例の場合は $\alpha_d=1.5$ としても機構安定条件を満足していることがわかる。

ただし，曲げ耐力と設計用曲げモーメントの比が 1.15 程度であるため，安定条件式の精度を考慮すると，もう少し安全率を持つことが望ましい。そこで，貫入長比 ℓ_{in}=1.5 として検討を行うと，設計変数特性値および評価用特性値は表 7.2 下段のようになり，設計用曲げモーメントは以下となる。

$$M^r/N_y=\frac{a_r}{1-N_{cu}/N_{cr}^B}\left(\alpha_d-N_{cr}^r/N_y\right)+M_0^r/N_y$$
$$=\frac{9.1}{1-6004/92611}\left(1.5-927/4003\right)+2.91\times1.5\times\frac{385}{355}=12.3+4.7=17.0\,[\mathrm{mm}]$$

拘束材端部の曲げ耐力は，貫入長比を変えても芯材突出部の曲げ耐力は同じなので下記となる。

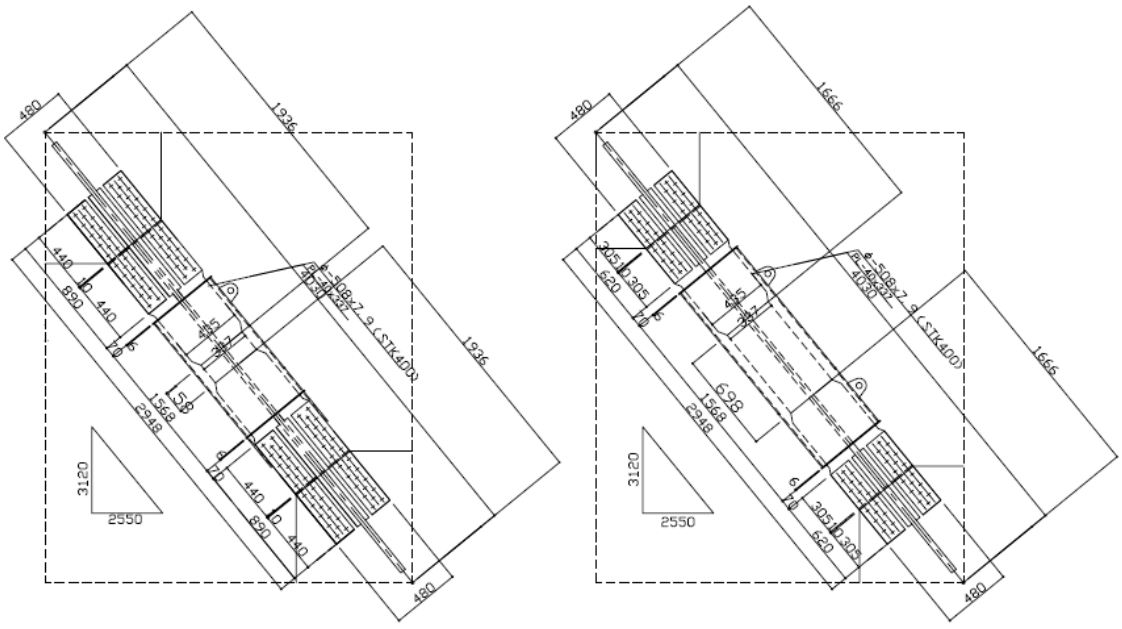
$$M_p^r/N_y=102.8/4003\times10^3=25.7\,[\mathrm{mm}]$$

従って，$M_p^r/N_y=25.7>M^r/N_y=17.0$ となり，貫入長比 ℓ_{in}=1.5 とすれば，曲げ耐力と設計用曲げモーメントの比が 1.51 程度の余裕をもって機構安定条件を満足させることができる。

7.2.2　設置例 2 の検討

N_y =9000kN のような，高容量 BRB の接合部を通常の高力ボルト(F10T，M22)による摩擦接合とすると，図 7.2(a)に示すように，3 列千鳥配置としても接合部がかなり長くなり，十分な芯材塑性化部の長さが確保できなくなる。本例では塑性化部の長さが 158mm となり，層間変形角 1/100 の変形が生じた場合，塑性化部以外は変形しないとすると，全長 L_0 に対する軸ひずみは 15%程度と非常に大きくなってしまう。

そこで，超高力ボルト(F14T，M22)を用いて接合部の設計を行い，ボルト本数を減らすことにより，接合部を短くすることを考える。超高力ボルトを採用すれば，図 7.2(b)に示すように，塑性化部長さを 698mm 確保することができる。層間変形角 1/100 の変形が生じた場合，全長 L_0 に対する軸ひずみは 3%程度となるが，建物全体の曲げ変形分や，塑性化部以外の変形も考慮すれば，実際に塑性化部に生じる軸ひずみは十分 2%以下には納まるものと考えられる。



(a)高力ボルト(F10T, M22)を使用　　(b)超高力ボルト(F14T, M22)を使用

図 7.2　高容量 BRB の現場接合部検討例

以下に，超高力ボルトを用いた場合の機構安定性の検討を示す。接合部の無次元化回転ばね剛性比 $_{\xi}\kappa_{Rg}$ は，安全側の仮定として設置例 1 と同様に低剛性タイプの 0.15 とし，

貫入長比はℓ_{in}=1.0 とする。設計変数特性値および評価用特性値をまとめると表 7.3 のようになる。

表 7.3　片流れ配置(設置例 2)の特性値

設計変数特性値				評価用特性値				
接合部長さ比 ξ	座屈長さ比 L_0 / L_k	貫入長比 L_{in} / W_1	回転剛性比 $\xi\kappa_{Rg}$	曲げ剛性比 γ	断面積比 A_2 / A_0	断面積比 A_1 / A_0	回転剛性比 $L\kappa_{Rr}$	長さ比 L_k / W_1
0.305	0.550	1.0	0.15	2.49	1.45	1.31	1.17	16.8

これらの特性値から，機構安定条件式(5.4)右辺の設計用曲げモーメントM^r / N_yを計算すると下記となる。ここで，芯材の元たわみ及び芯材と拘束材のクリアランスは先ほどと同様に，a+e=3mm，s_r=1mm と仮定し，面外変位としては層間変形角 1/100 に相当するδ_0=50mm を考える。

$$M^r / N_y = \frac{a_r}{1 - N_{cu} / N_{cr}^B}\left(\alpha_d - N_{cr}^r / N_y\right) + M_0^r / N_y$$
$$= \frac{9.7}{1 - 11704 / 89885}\left(1.3 - 5054 / 9003\right) + 6.12 \times 1.5 \times \frac{385}{355} = 8.2 + 10.0 = 18.2\,[\mathrm{mm}]$$

一方，式(5.4)左辺の拘束材端部の曲げ耐力は，座屈拘束材端部の曲げ耐力で決まり下記となる。

$$M_p^r / N_y = 464 / 9003 \times 10^3 = 51.5\,[\mathrm{mm}]$$

従って，$M_p^r / N_y = 51.5 > M^r / N_y = 18.2$ となり，機構安定条件を満足していることが検証できる。

前例と同じように，ひずみ硬化係数を$\alpha_d = 1.5$ とした場合の検討を以下に示す。

$$M^r / N_y = \frac{a_r}{1 - N_{cu} / N_{cr}^B}\left(\alpha_d - N_{cr}^r / N_y\right) + M_0^r / N_y$$
$$= \frac{9.7}{1 - 13504 / 89885}\left(1.5 - 5054 / 9003\right) + 6.12 \times 1.5 \times \frac{385}{355} = 10.7 + 10.0 = 20.7\,[\mathrm{mm}]$$

拘束材端部の曲げ耐力は，$\alpha_d = 1.3$ とした場合とは異なり，芯材突出部の曲げ耐力で決まり下記となる。

$M_p^r / N_y = 329 / 9003 \times 10^3 = 36.5 [\mathrm{mm}]$

従って，$M_p^r / N_y = 36.5 > M^r / N_y = 20.7$ となり，$\alpha_d = 1.5$ としても機構安定条件を満足していることがわかる。

以上示したように，片流れ配置された BRB に対し，本論文で提案した評価手法により，比較的簡単な計算により，構面外機構安定性を検証することが可能となる。

なお，設置例 2 に示すように，高容量の BRB を配置する場合は，超高力ボルトの採用や現場溶接接合の採用等，接合部長さを短くし，必要な塑性化部長さを確保する配慮が必要である。

また，BRB を制振ブレースとして積極的に早期から塑性化させてエネルギー吸収を期待する場合は，ひずみ硬化係数を$\alpha_d = 1.5$ として検討する配慮も必要であり，安定条件を満たさない場合，あるいは安定条件に余裕を持たせる場合は，貫入長比を大きくとる等の設計上の配慮が必要となる。

7.3 K 型配置された BRB の機構安定性の検討

7.3.1 K 型配置された BRB の設計上の問題点

本節では実際の超高層建物に使用されている BRB の内，ブレースの片側が大梁に取付くため，両端の接合部条件が非対称となる K 型配置された BRB に対して，第 6 章で提案した機構安定評価手法に従って，BRB の機構安定性の検討を行う。

K 型配置された BRB の設計を行う際の問題点を整理すると以下のようになる。

1) BRB が取付く大梁のせい及び回転剛性により，梁側接合部の長さ，回転剛性が大きく影響を受ける。
2) 取付く大梁のせいがかなり大きい場合，梁の回転剛性が低い“低剛性梁”タイプとすると，接合部長さを梁中心から取る必要があるため，梁側の接合部長さが非常に長くなり， ξ_2 が 0.5 を超えるような場合も想定される。
3) 上記のような場合，片側の接合部長がブレース全長の半分以上となり，本論で提案した検証方法が適用できず，また設計的にも問題がある。
4) 梁せいがそれ程大きくなく，ξ_2 が 0.35 程度以下であれば，第 6 章で定義した“低剛性梁”タイプで設計する方法と“中剛性梁”で設計する方法の二通りの考え方がある。

以下に具体的な検討例を通じて，上記の問題点に対する検証を行う。

7.3.2 ブレースが取付く大梁せいが非常に大きい場合の検討

検討対象とする K 型配置された BRB 付きフレームを図 7.3 に示す。スパン 10500mm(内法スパン 9800mm)，階高 4960mm(内法高さ 3300mm)のフレームにおいて，梁せいが 1800mm と非常に大きい大梁に降伏軸力 N_y =4000kN の BRB が取付く場合を考える。採用した BRB は 7.2 節の設置例 1 と同じ断面である。

接合部の設計を通常の高力ボルト(F10T，M22)による摩擦接合とすると，図 7.3 に示すように 2 列千鳥配置として，下部柱梁接合部側の接合部長さ $\xi_1 L_0$ は 1326mm となる。

一方，上部大梁接合部側は，取付く大梁を 6.3 節で定義した“低剛性梁”として，接

合部長さを大梁中心から取ると，$\xi_2 L_0$ は 2928mm となり，ブレース全長 L_0 は 5908mm となる。この場合，$\xi_2 = 0.50$ つまり接合部長さがブレース全長の半分となり，提案した検討式が適用できず，またこれほど長い接合部とすることは，設計的にも問題がある。

そこで，大梁の回転剛性を“中剛性梁”以上確保することにして，上部接合部長さを大梁下端から取れるように設計するとすれば，$\xi_g L_0$ =1316mm，L_0 =4296mm となり，ξ_g =0.31 となるので，提案した検討式で機構安定性を検証できるようになる。

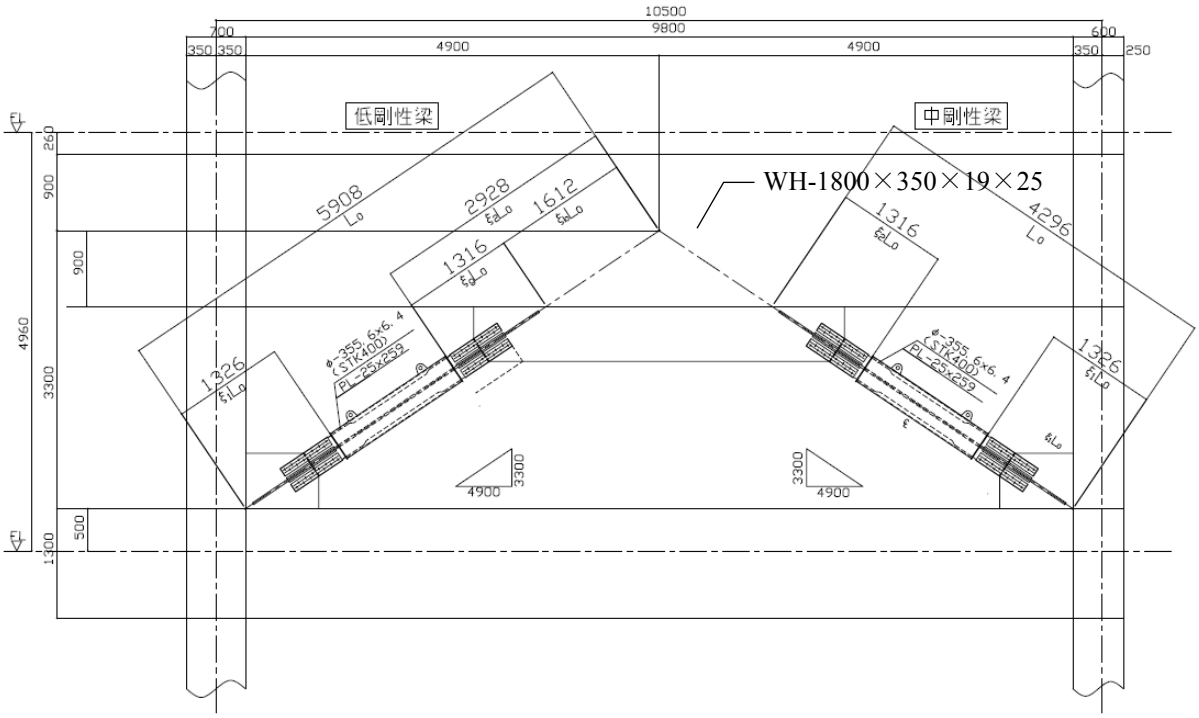


図 7.3　K 型配置された BRB の検討例(取付く大梁成が非常に大きい場合)

次に，“中剛性梁”以上の回転剛性を確保するための検討を 6.5 節で提案した簡易的な回転剛性算出法を用いて行う。回転剛性を確保する対策として，実設計で採用機会の多い，方杖付き小梁を大梁直交方向に設置することを考える。面外梁のせいを 3 種類，長さを 2 種類，センタースチフナーおよびサイドスチフナーの板厚を 2 種類設定し，大梁回転剛性の指標となる大梁回転剛性と接合部回転剛性の比 K_{Rb} / K_{Rg2}' と梁側接合部の無次元化回転ばね剛性比 ${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$ を算出する。算出した K_{Rb} / K_{Rg2}' と ${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$ を表 7.4 に示す。また，補強スチフナーの配置を図 7.4 に示す。

表 7.4　回転剛性の比 K_{Rb}/K_{Rg2}' と回転ばね剛性比 ${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$

方杖タイプ		K_{Rb}/K_{Rg2}'		${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$	
直交小梁	面外梁長(mm)	①PL-16+②PL-16	①PL-25+②PL-25	①PL-16+②PL-16	①PL-25+②PL-25
H-298x149x5.5x8	7200	0.50	0.62	0.49	0.56
	3600	0.68	0.91	0.59	0.70
H-600x250x12x19	7200	0.87	1.31	0.68	0.83
	3600	0.92	1.42	0.70	0.86
H-900x300x16x19	7200	0.92	1.43	0.70	0.86
	3600	0.94	1.46	0.71	0.87

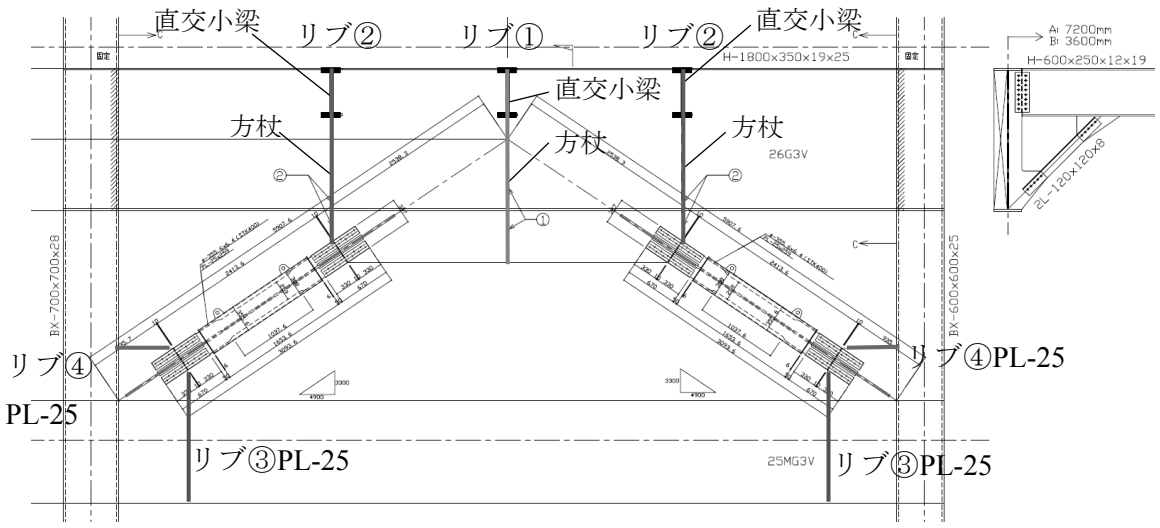


図 7.4　補強スチフナーの配置図

ここで，面外梁：H-600x250x12x19，面外梁長：7200 mm，ウェブスチフナー板厚=25 mm とした場合の大梁回転剛性と接合部回転剛性の比 K_{Rb}/K_{Rg2}' と梁側接合部の無次元化回転ばね剛性比 ${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$ の算出過程を 6.5 節の提案式に従って以下に示す。図 7.5 に検討に用いる記号をまとめて示す。また，面外荷重 P: 100kN，ヤング係数 E: 205800N/mm^2，せん断弾性係数 G：77000N/mm^2 とする。

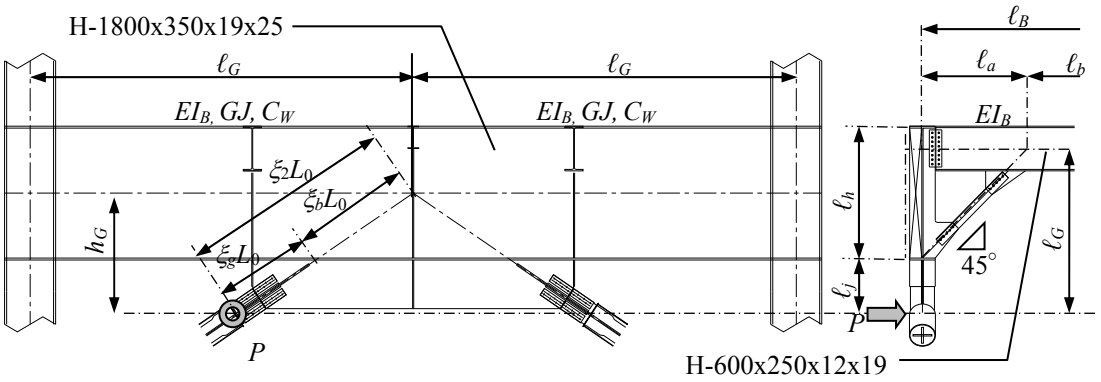


図 7.5　検討に用いる各種記号

①大梁周りの回転剛性 K_{Rb} の算出

(1)大梁 H- 1800(H) x 350(B) x 19(t_w) x 25(t_f)の捩れに伴う剛性 ${}_HK_T$ の算出

サンブナンの捩じり定数 $J = (2B\,t_f{}^3 + H\,t_w{}^3)/3 = 7.76\times10^6$ mm^4,

反り定数 $C_W = H^2B^3\,t_f\,/24 = 1.45\times10^{14}$ mm^6 より

$\nu = \sqrt{GJ/EC_W} = 1.42\times10^{-4}$

ℓ_G=4900mm，h_g=1636mm なので，式(6.5.4)より

$$\delta_T = \frac{Ph_G^2}{2GJ}\cdot\frac{1}{\nu}\cdot\left\{\frac{(\cosh\nu\ell_G - 1)^2}{\nu\sinh\nu\ell_G} - \sinh\nu\ell_G + \nu\ell_G\right\} = 42.0\text{mm} \quad \Rightarrow \quad {}_HK_T = P/\delta_T = 2379\ \text{N/mm}$$

(2) 直交梁 H-600x250x12x19 の変形に対する剛性 ${}_HK_B$ の算出

I_B=9.90×10^8 mm^4, ℓ_G=2236 mm, ℓ_B=7200 mm, ℓ_a=1500 mm, ℓ_b=5700mm なので, 式(6.5.5b)より

$$\delta_B = \frac{P\ell_b\ell_B}{6EI_B}\cdot\frac{\ell_a^2}{\ell_G}\cdot\left(1-\frac{\ell_b^2}{\ell_B^2}\right) = 1.88\text{mm} \quad \Rightarrow \quad {}_HK_B = P/\delta_B = 53200\ \text{kN/mm}$$

(3)大梁のウェブ曲げによる面外変形に対する剛性 ${}_HK_G$ の算出

センタースチフナー①板厚=25 mm, ②板厚=25 mm より Σt_s =50 mm, 大梁幅 Bs=350mm なので

$I_G = B_s{}^3\Sigma t_s/12 = 1.79\times10^8$mm^4

ℓ_h=1775 mm, ℓ_j=736mm なので，式(6.5.6)より

$$\delta_G = \frac{P\ell_h^3}{3EI_G}\cdot\left(3\frac{\ell_j^2}{\ell_h^2}+3\frac{\ell_j}{\ell_h}+1\right)=14.0 \qquad \Rightarrow \quad {}_HK_G = P / \delta_G = 7148 \text{ kN/mm}$$

(4) 各バネの合成

式(6.5.1)より ${}_HK_{Rb} = \{1/({}_HK_T + {}_HK_B) + 1/ {}_HK_G \} = 6330$ kN/mm

式(6.4.3)より $K_{Rb} = {}_HK_{Rb} \times \xi_2 L_0^2 = 6330 \times 2928^2 = 5.43 \times 10^{10}$ kNmm

②G.PL の回転剛性

リブ付ガセットプレートの回転剛性は RBSM モデル [7.1)]にて算出する。文献 7.1)の式(10)で表されるガセットプレートのリブを考慮した構面外剛性 EI^*は，$EI^* = 1.227 \times 10^{13}$ N/mm であるため，ガセットプレートの変形 y_{r2} は，$\xi_g L_0$=1317 であること考慮して

$y_{r2} = P (\xi_g L_0)^3/(3EI^*) = 6.21$mm $\Rightarrow$ ${}_HK_{Rg2}' = P/y_{r2} = 1.61 \times 10^4$ N/mm

γEI=3.75×10^{13}N/mm であること考慮して，式(6.4.2)より

$K_{Rg2}' = 1/ (1/ {}_HK_{Rg2}' - \xi_g L_0^3/3\gamma EI) \times \xi_g L_0^2 = 4.15 \times 10^{10}$ N/mm

③接合部回転剛性率 K_{Rb} / K_{rg2}'の計算

以上の検討より，大梁回転剛性と接合部回転剛性の比は下記の通り算出できる。

$K_{Rb} / K_{Rg2}' = 5.43 \times 10^{10} / 4.15 \times 10^{10} = 1.31$

④接合部無次元化回転ばね剛性比

大梁周りの回転剛性と G.PL の回転剛性を合成すると以下となる。

$$K_{Rg2} = \frac{1}{1/K_{Rg2}' + 1/K_{Rb}} = 2.35 \times 10^{10} \text{N/mm}$$

接合部の回転剛性との比をとり，無次元化回転バネ剛性比を算出すると以下となる。

${}_\xi\kappa_{Rg} = K_{Rg2} \times (\xi_g L_0)/(\gamma EI) = 2.35 \times 10^{10} \times 1317/(3.75 \times 10^{13}) = 0.83$

中剛性梁以上とするための閾値は，6.3 節の式(6.3.16)より

$a = \xi_2 / \xi_g - 1 = 0.496 / 0.223 - 1 = 1.22$

となるため，大梁せいの 1/3 程度以上の梁成を有する方杖付き小梁を直交方向に設置すると共に，センタースチフナーおよびサイドスチフナーを設け，その板厚 25mm 程度以上確保すれば，中剛性梁として，上部接合部長さを大梁下端からとして設計することができる。また，今回の検討例のような場合，図 7.4 に示すように，サイドスチフナーとセンタースチフナーの間隔がかなり大きいので，大梁の回転剛性を確実に確保する上においては，サイドスチフナーの位置にも大梁直交方向に，方杖付き小梁を設置することが必要と考える。

このような対策を行って，中剛性梁となる回転剛性を確保すれば，今回の場合，接合部長は大梁接合部側より柱梁接合部側のほうが長くなり，また $_{\xi}\kappa_{Rg2}$ も 0.8 以上の高剛性が期待できるので，構面外の機構安定性は柱梁接合部側で行えばよいことになる。

柱梁接合部側の無次元化回転ばね剛性比 $_{\xi}\kappa_{Rg1}$ を高剛性タイプの 0.60 とし，貫入長比を ℓ_{in}=1.0 とすると，設計変数特性値および評価用特性値は表 7.5 上段のようになる。

表 7.5　K 型配置例の特性値（取付く大梁成が非常に大きい場合）

設計変数特性値				評価用特性値				
接合部長さ比 ξ	座屈長さ比 L_0 / L_k	貫入長比 L_{in} / W_1	回転剛性比 $_{\xi}\kappa_{Rg}$	曲げ剛性比 γ	断面積比 A_2 / A_0	断面積比 A_1 / A_0	回転剛性比 $_{L}\kappa_{Rr}$	長さ比 L_k / W_1
0.309	0.745	1.0	0.60	1.71	1.39	1.31	1.82	18.7
0.309	0.745	1.5	0.60	1.71	1.39	1.31	6.15	18.7

これらの特性値から，設計用曲げモーメント M^r / N_y を計算すると下記となる。ここで，片流れ配置の検討と同様に，　a+e=3mm，s_r=1mm，　δ_0=50mm と仮定している。

$$M^r / N_y = \frac{a_r}{1 - N_{cu} / N_{cr}^B}\left(\alpha_d - N_{cr}^r / N_y\right) + M_0^r / N_y$$

$$= \frac{12.6}{1 - 5203 / 27130}\left(1.3 - 2639 / 4003\right) + 6.32 \times 1.5 \times \frac{385}{355} = 10.0 + 10.3 = 20.3 \ \text{[mm]}$$

一方，拘束材端部の曲げ耐力は，芯材突出部の曲げ耐力で決まり下記となる。

$$M_p^r / N_y = 153 / 4003 \times 10^3 = 38.2\,[\mathrm{mm}]$$

従って，$M_p^r / N_y = 38.2 > M^r / N_y = 20.3$ となり，機構安定条件を満足することができる。

また，片流れ配置での検討と同様に，ひずみ硬化係数 $\alpha_d = 1.5$ として検討を行うと以下の通りである。

$$M^r / N_y = \frac{a_r}{1 - N_{cu} / N_{cr}^B}\left(\alpha_d - N_{cr}^r / N_y\right) + M_0^r / N_y$$
$$= \frac{12.6}{1 - 6004 / 27130}\left(1.5 - 2639 / 4003\right) + 6.32 \times 1.5 \times \frac{385}{355} = 13.6 + 10.3 = 23.9\,[\mathrm{mm}]$$

拘束材端部の曲げ耐力は，同様に芯材突出部の曲げ耐力で決まり下記となる。

$$M_p^r / N_y = 103 / 4003 \times 10^3 = 25.7\,[\mathrm{mm}]$$

従って，$M_p^r / N_y = 25.7 > M^r / N_y = 23.9$ となり，本例の場合は $\alpha_d = 1.5$ としても機構安定条件を満足している。ただし，曲げ耐力と設計用曲げモーメントの比が 8%程度であるため，安定条件式の精度を考慮すると，もう少し安全率を持つことが望ましい。そこで，片流れ配置の時と同様に，貫入長比 ℓ_{in}=1.5 として検討を行うと，設計変数特性値および評価用特性値は表 7.5 下段のようになり，設計用曲げモーメントは以下となる。

$$M^r / N_y = \frac{a_r}{1 - N_{cu} / N_{cr}^B}\left(\alpha_d - N_{cr}^r / N_y\right) + M_0^r / N_y$$
$$= \frac{9.7}{1 - 6004 / 50363}\left(1.5 - 2639 / 4003\right) + 7.36 \times 1.5 \times \frac{385}{355} = 9.3 + 12.0 = 21.3\,[\mathrm{mm}]$$

拘束材端部の曲げ耐力は，貫入長比を変えても同じなので下記となる。

$$M_p^r / N_y = 103 / 4003 \times 10^3 = 25.7\,[\mathrm{mm}]$$

従って，$M_p^r / N_y = 25.7 > M^r / N_y = 21.3$ となり，貫入長比 ℓ_{in}=1.5 とすれは，曲げ耐力と設計用曲げモーメントの比が 20%程度まで確保できる。

7.3.3 通常の成の大梁にブレースが取付く場合の検討

検討対象とする K 型配置された BRB 付きフレームを図 7.6 に示す。スパン

10500mm(内法スパン 9750mm)，階高 4960mm(内法高さ 3950mm)のフレームで，梁成が 1300mm の大梁に降伏軸力 N_y =4000kN の BRB が取付く場合を考える。

接合部の設計を通常の高力ボルト(F10T，M22)による摩擦接合とすると，図 7.6 に示すように 2 列千鳥配置として，下部柱梁接合部側の接合部長さ $\xi_1 L_0$ は 1623mm となる。上部大梁接合部側は，取付く大梁を“低剛性梁”として，接合部長さを大梁中心から取ると，$\xi_2 L_0$ は 2258mm，ブレース全長 L_0 は 6274mm となり，ξ_2 =0.360 となる。

一方，取付く大梁を“中剛性梁”として，接合部長さを大梁下端から取ると，$\xi_g L_0$ は 1226mm，ブレース全長 L_0 は 5242mm となり，ξ_g =0.233 となる。

このように，本検討例においては低剛性梁としても接合部は長め(ξ_2 =0.360)となるものの，設計可能な範囲と考えられるため，取付く大梁を中剛性梁として設計する場合と低剛性梁として設計する場合の両方の検討を以下に行う。

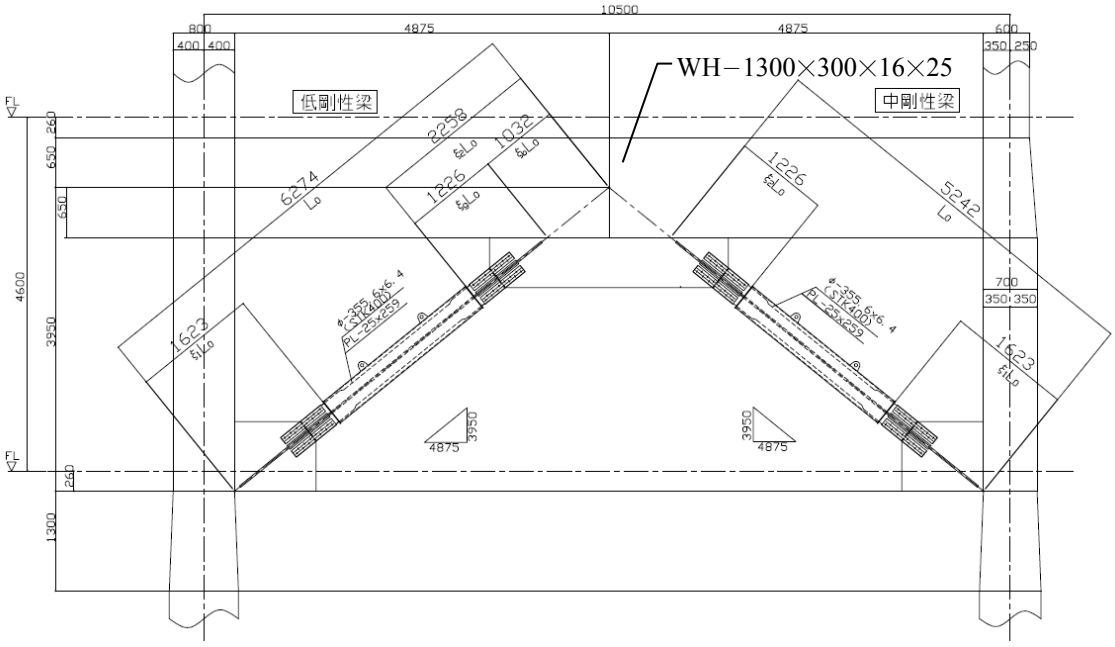


図 7.6 K 型配置された BRB の検討例(取付く大梁が通常の梁成の場合)

(1) 中剛性梁として設計する場合

先程と同様に，中剛性梁以上の回転剛性を確保するための検討を 6.5 節で提案した簡易的な回転剛性算出法を用いて行う。回転剛性を確保する対策として，先程と同じ方杖

付き小梁を大梁直交方向に設置することを考える。面外梁の成を 2 種類, 長さを 2 種類, センタースチフナーおよびサイドスチフナーの板厚を 2 種類設定し, 大梁回転剛性の指標となる大梁回転剛性と接合部回転剛性の比 K_{Rb}/K_{Rg2}' と梁側接合部の無次元化回転ばね剛性比 ${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$ を算出する。算出した K_{Rb}/K_{Rg2}' と ${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$ を表 7.6 に，スチフナーの配置を図 7.7 に示す。

表 7.6　回転剛性比 K_{Rb}/K_{Rg2}' と無次元化回転ばね剛性比 ${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$（中剛性梁）

方杖タイプ		K_{Rb}/K_{Rg2}'		${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$	
直交小梁	面外梁長(mm)	①PL-16+②PL-16	①PL-25+②PL-25	①PL-16+②PL-16	①PL-25+②PL-25
H-298x149x5.5x8	7200	0.55	0.68	0.32	0.36
	3600	0.76	1.03	0.39	0.46
H-450x250x9x16	7200	0.92	1.35	0.43	0.52
	3600	0.99	1.50	0.45	0.54

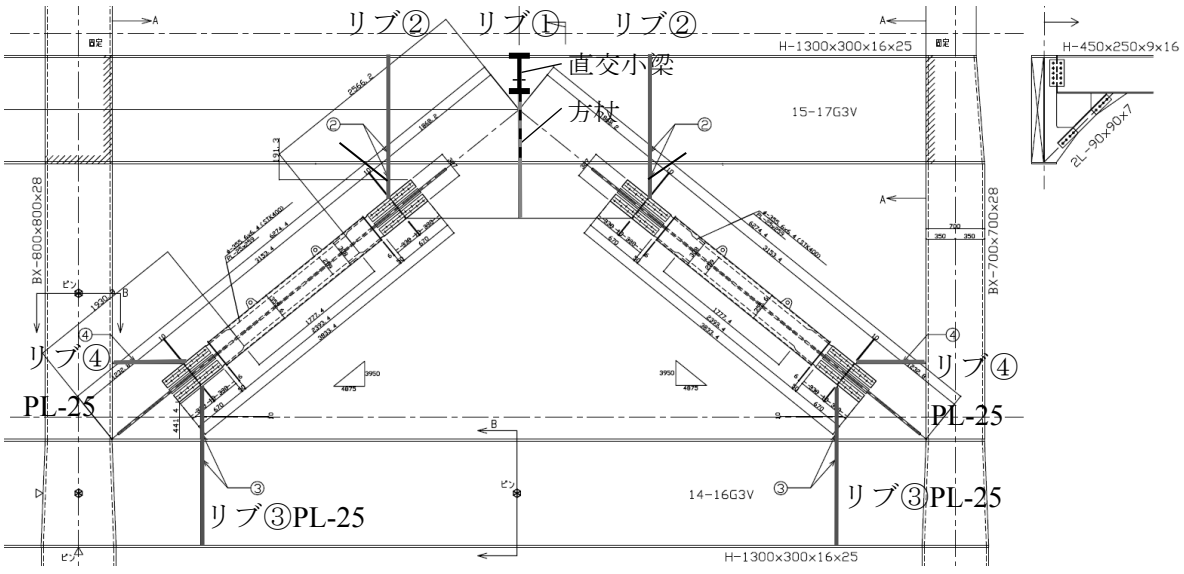


図 7.7　補強リブの配置図（中剛性梁）

中剛性梁以上とするための閾値は 6.3 節の式(6.3.16)より以下となる。

$$a = \xi_2/\xi_g - 1 = 0.360/0.195 - 1 = 0.84$$

以上の検討により，大梁せいの 1/3 程度以上の梁成を有する方杖付き小梁を直交方向に設置すると共に，センタースチフナーおよびサイドスチフナーを設け，その板厚 16mm 程度以上確保すれば，中剛性梁として，上部接合部長さを大梁下端からとして設計できることになる。

このような対策を行って，中剛性梁となる回転剛性を確保すれば，今回の場合も，接合部長さは大梁接合部側より柱梁接合部側のほうが長くなり，また $_{\xi}\kappa_{Rg2}$ も 0.4 以上の中剛性が期待できるので，構面外の機構安定性は接合部長さの長い，柱梁接合部側で行えばよいことになる。

柱梁接合部側の無次元化回転ばね剛性比 $_{\xi}\kappa_{Rg1}$ を中剛性タイプの 0.30 とし，貫入長比は ℓ_{in}=1.0 とすると，設計変数特性値および評価用特性値は表 7.7 上段のようになる。

表 7.7　K 型配置例の特性値（通常の梁成で中剛性梁の場合）

設計変数特性値				評価用特性値				
接合部長さ比 ξ	座屈長さ比 L_0 / L_k	貫入長比 L_{in} / W_1	回転剛性比 $_{\xi}\kappa_{Rg}$	曲げ剛性比 γ	断面積比 A_2 / A_0	断面積比 A_1 / A_0	回転剛性比 $_{L}\kappa_{Rr}$	長さ比 L_k / W_1
0.310	0.909	1.0	0.30	1.71	1.39	1.31	2.22	18.7
0.310	0.909	1.5	0.30	1.71	1.39	1.31	7.51	18.7

これらの特性値から，設計用曲げモーメント M^r / N_y を計算すると下記となる。ここで，先程と同様に，a+e=3mm，s_r=1mm とし，面外変位としては層間変形角 1/100 に相当する δ_0=45mm と仮定している。

$$M^r / N_y = \frac{a_r}{1 - N_{cu} / N_{cr}^B}\left(\alpha_d - N_{cr}^r / N_y\right) + M_0^r / N_y$$

$$= \frac{14.5}{1 - 5203/17692}\left(1.3 - 1016/4003\right) + 2.04 \times 1.5 \times \frac{385}{355} = 21.5 + 3.3 = 24.8\,[\mathrm{mm}]$$

一方，拘束材端部の曲げ耐力は，芯材突出部の曲げ耐力で決まり下記となる。

$$M_p^r / N_y = 153/4003 \times 10^3 = 38.2\,[\mathrm{mm}]$$

従って，$M_p^r / N_y = 38.2 > M^r / N_y = 24.8$ となり，機構安定条件を満足している。

先程と同様に，ひずみ硬化係数α_d =1.5 として検討を行うと以下の通りである。

$$M^r / N_y = \frac{a_r}{1 - N_{cu} / N_{cr}^B}\left(\alpha_d - N_{cr}^r / N_y\right) + M_0^r / N_y$$
$$= \frac{14.5}{1 - 6004/17692}\left(1.5 - 1016/4003\right) + 2.04 \times 1.5 \times \frac{385}{355} = 27.4 + 3.3 = 30.7\,[\mathrm{mm}]$$

一方，拘束材端部の曲げ耐力は，芯材突出部の曲げ耐力で決まり下記となる。

$$M_p^r / N_y = 103/4003 \times 10^3 = 25.7\,[\mathrm{mm}]$$

従って，$M_p^r / N_y = 25.7 < M^r / N_y = 30.7$ となり，機構安定条件を満足していないことになる。そこで，貫入長比ℓ_{in}=1.5 として検討を行うと，設計変数特性値および評価用特性値は表 7.7 下段のようになり，設計用曲げモーメントは以下となる。

$$M^r / N_y = \frac{a_r}{1 - N_{cu} / N_{cr}^B}\left(\alpha_d - N_{cr}^r / N_y\right) + M_0^r / N_y$$
$$= \frac{11.0}{1 - 6004/34836}\left(1.5 - 1016/4003\right) + 2.40 \times 1.5 \times \frac{385}{355} = 16.6 + 3.9 = 20.5\,[\mathrm{mm}]$$

拘束材端部の曲げ耐力は，貫入長比を変えても同じなので下記となる。

$$M_p^r / N_y = 103/4003 \times 10^3 = 25.7\,[\mathrm{mm}]$$

従って，$M_p^r / N_y = 25.7 > M^r / N_y = 20.5$ となり，貫入長比ℓ_{in}=1.5 とすれば機構安定条件を満足することができる。

(2) 低剛性梁として設計する場合

何らかの理由で直交方向にピン接合の梁せい 300mm 程度の小梁しか設けられない場合，表 7.8 に示すように回転剛性比$K_{Rb} / K_{Rg2}{}'$は 0.3 程度であるため，低剛性梁として接合部長さを大梁中心から取り，接合部長さの長い大梁接合部側で検討を行う必要がある。また，${}_{\xi}\kappa_{Rg2}{}'$は 0.20 程度であるため，低剛性タイプの${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$=0.15 とし，貫入長比ℓ_{in}を 1.0 として設計変数特性値および評価用特性値を算定すると表 7.9 上段のようになる。

表 7.8　回転剛性比 K_{Rb} / K_{Rg2}' と無次元化回転ばね剛性比 ${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$（低剛性梁）

ピン接合タイプ		K_{Rb} / K_{Rg2}'		${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$	
直交小梁	面外梁長(mm)	①PL-16+②PL-16	①PL-25+②PL-25	①PL-16+②PL-16	①PL-25+②PL-25
H-298x149x5.5x8	7200	0.29	0.32	0.20	0.22
	3600	0.34	0.39	0.23	0.25
H-450x250x9x16	7200	0.57	0.72	0.33	0.38
	3600	0.64	0.83	0.35	0.41

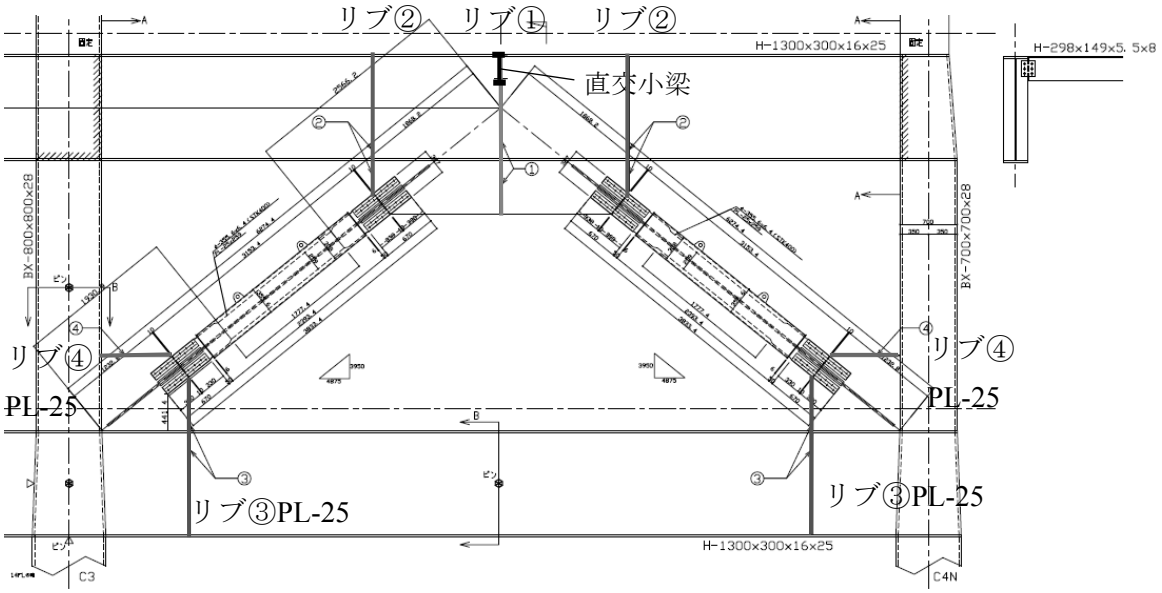


図 7.8　補強リブの配置図（低剛性梁）

表 7.9　K 型配置例の特性値(通常の梁成で低剛性梁の場合)

設計変数特性値				評価用特性値				
接合部長さ比 ξ	座屈長さ比 L_0 / L_k	貫入長比 L_{in} / W_1	回転剛性比 ${}_{\xi}\kappa_{Rg}$	曲げ剛性比 γ	断面積比 A_2 / A_0	断面積比 A_1 / A_0	回転剛性比 ${}_{L}\kappa_{Rr}$	長さ比 L_k / W_1
0.360	1.09	1.0	0.15	1.71	1.39	1.31	2.66	18.7
0.360	1.09	1.5	0.15	1.71	1.39	1.31	8.99	18.7

これらの特性値から，設計用曲げモーメント M^r/N_y を計算すると下記となる。ここで，先程と同様に，a+e=3mm，s_r=1mm とし，δ_0=45mm と仮定する。

$$M^r/N_y=\frac{a_r}{1-N_{cu}/N_{cr}^B}\left(\alpha_d-N_{cr}^r/N_y\right)+M_0^r/N_y$$
$$=\frac{18.7}{1-5203/15371}\left(1.3-204/4003\right)+0.53\times1.5\times\frac{385}{355}=35.3+0.9=36.2\,[\mathrm{mm}]$$

一方，拘束材端部の曲げ耐力は，芯材突出部の曲げ耐力で決まり下記となる。

$$M_p^r/N_y=153/4003\times10^3=38.2\,[\mathrm{mm}]$$

従って，$M_p^r/N_y=38.2>M^r/N_y=36.2$ となり，機構安定条件を満足することになるが，ほとんど余裕がないため，貫入長比 ℓ_{in} を 1.5 として再検討する。この時の設計変数特性値および評価用特性値を算定すると表 7.9 下段のようになる。

これらの特性値から，設計用曲げモーメント M^r/N_y を計算すると下記となる。

$$M^r/N_y=\frac{a_r}{1-N_{cu}/N_{cr}^B}\left(\alpha_d-N_{cr}^r/N_y\right)+M_0^r/N_y$$
$$=\frac{13.8}{1-5203/30115}\left(1.3-204/4003\right)+0.60\times1.5\times\frac{385}{355}=20.8+1.0=21.8\,[\mathrm{mm}]$$

拘束材端部の曲げ耐力は芯材突出部の曲げ耐力で決まるため，同様に下記となる。

$$M_p^r/N_y=153/4003\times10^3=38.2\,[\mathrm{mm}]$$

従って，$M_p^r/N_y=38.2>M^r/N_y=21.8$ となり，余裕をもって機構安定条件を満たすことができる。

次に，貫入長比 ℓ_{in} を 1.5 とした場合で，先程と同様にひずみ硬化係数 $\alpha_d=1.5$ として検討を行うと以下の通りである。

$$M^r/N_y=\frac{a_r}{1-N_{cu}/N_{cr}^B}\left(\alpha_d-N_{cr}^r/N_y\right)+M_0^r/N_y$$
$$=\frac{13.8}{1-6004/30115}\left(1.5-204/4003\right)+0.60\times1.5\times\frac{385}{355}=25.0+1.0=26.0\,[\mathrm{mm}]$$

拘束材端部の曲げ耐力は芯材突出部の曲げ耐力で決まり下記となる。

$$M_p^r/N_y=103/4003\times10^3=25.7\,[\mathrm{mm}]$$

従って，$M_p^r/N_y=25.7<M^r/N_y=26.0$ となり，貫入長比 ℓ_{in} を 1.5 とした場合でも機構安定条件を満足することができない。

K 型配置された BRB の場合，大梁接合部側の梁回転剛性は中剛性梁を満足する程度に補剛して設計するのが原則と考えるが，設計上の制約から剛性が高められない場合は，貫入長比を大きく取る等の対応により，低剛性梁としても設計が可能となる。ただし，制振部材として積極的に BRB を降伏させ，大きなエネルギー吸収を期待する設計とする場合には，低剛性梁として設計すると構面外不安定現象を生じる危険性があるため，中剛性梁を満足する補剛を行うと共に，貫入長比を 1.5 程度以上確保する等の設計上の配慮が必要となる。

7.3.4　高容量の BRB が通常の成の大梁に取付く場合の検討

検討対象とする K 型配置された BRB 付きフレームを図 7.9 に示す。スパン 6400mm(内法スパン 5500mm)，階高 4880mm(内法高さ 3735mm)のフレームで，梁成が 1300mm の大梁に降伏軸力 N_y =9000kN の BRB が取付く場合を考える。採用した BRB は 7.2 節の設置例 2 と同じ断面である。

接合部の設計を通常の高力ボルト(F10T，M22)による摩擦接合とすると，片流れ配置の場合と同様に，芯材塑性部の長さが確保できないので，図 7.8 に示すように，超高力ボルト(F14T，M22)を用いて 3 列千鳥配置とする。この時，下部柱梁接合部側の接合部長さ $\xi_1 L_0$ は 1518mm となる。上部大梁接合部側は，取付く大梁を“低剛性梁”として，接合部長さを大梁中心から取ると，$\xi_2 L_0$ は 1742mm，ブレース全長 L_0 は 5176mm となり，ξ_2 =0.337 となる。一方，取付く大梁を“中剛性梁”として，接合部長さを大梁下端から取ると，$\xi_g L_0$ は 975mm，ブレース全長 L_0 は 4409mm となり，ξ_g =0.221 となる。

このように，本検討例においても低剛性梁としても接合部は長め(ξ_2 =0.337)となるものの，設計可能な範囲と考えられるため，取付く大梁を中剛性梁として設計する場合と低剛性梁として設計する場合の両方の検討を以下に行う。

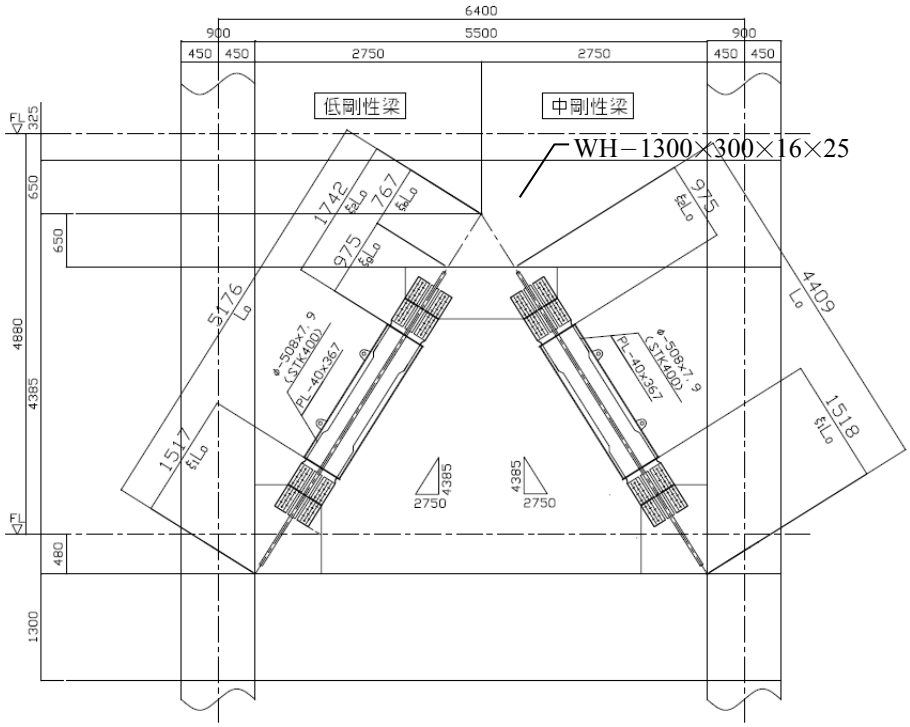


図 7.9 K 型配置された BRB の検討例(高容量の BRB が取付く場合)

(1) 中剛性梁として設計する場合

先程と同様に，中剛性梁以上の回転剛性を確保するための検討を 6.5 節で提案した簡易的な回転剛性算出法を用いて行う。回転剛性を確保する対策として，先程と同じ方杖付き小梁を大梁直交方向に設置することを考える。面外梁の成を 2 種類, 長さを 2 種類, センタースチフナーおよびサイドスチフナーの板厚を 2 種類設定し, 大梁回転剛性の指標となる大梁回転剛性と接合部回転剛性の比 K_{Rb}/K_{Rg2}' と梁側接合部の無次元化回転ばね剛性比 ${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$ を算出する。算出した K_{Rb}/K_{Rg2}' と ${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$ を表 7.10 に示す。また，スチフナーの配置を図 7.10 に示す。

表 7.10　回転剛性比 K_{Rb}/K_{Rg2}' と無次元化回転ばね剛性比 $_{\xi}\kappa_{Rg2}$

方杖タイプ		K_{Rb}/K_{Rg2}'		$_{\xi}\kappa_{Rg2}$	
面外梁	面外梁長(mm)	①PL-25+②PL-25	①PL-40+②PL-40	①PL-25+②PL-25	①PL-40+②PL-40
H-298x149x5.5x8	7200	0.62	0.79	0.09	0.10
	3600	0.77	1.05	0.10	0.12
H-450x250x9x16	7200	0.94	1.38	0.11	0.13
	3600	1.03	1.58	0.11	0.14

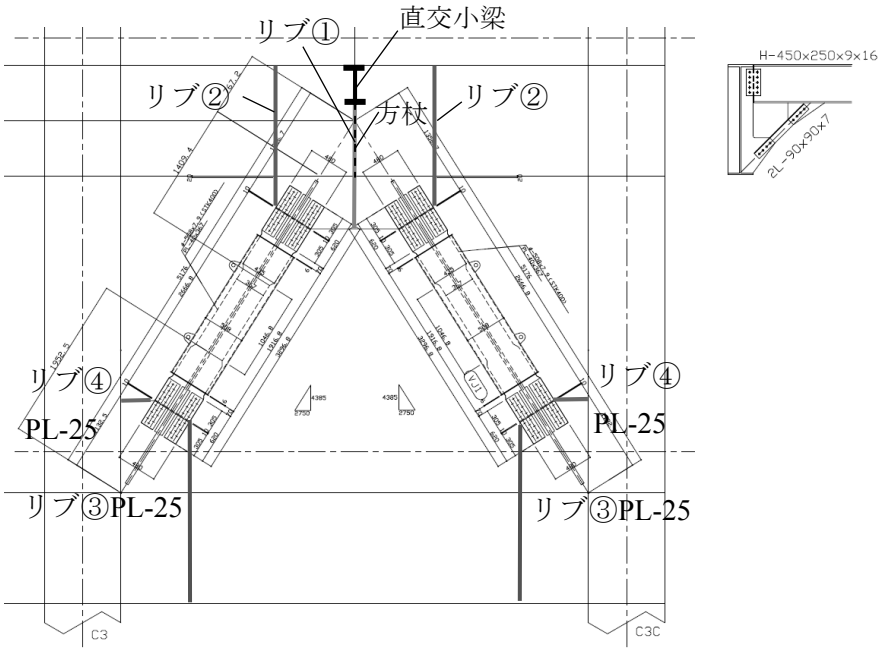


図 7.10　補強スチフナーの配置図

中剛性梁以上とするための閾値は 6.3 節の式(6.3.16)より以下となる。

$$a = \xi_2 / \xi_g - 1 = 0.337 / 0.188 - 1 = 0.79$$

以上の検討により，大梁せいの 1/3 程度以上の梁成を有する方杖付き小梁を直交方向に設置すると共に，センタースチフナーおよびサイドスチフナーを設け，その板厚 25mm 程度以上確保すれば，中剛性梁として，上部接合部長さを大梁下端からとして設計できることになる。

このような対策を行って，中剛性梁となる回転剛性を確保すれば，今回の場合も，接合部長さは大梁接合部側より柱梁接合部側のほうが長くなるが，${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$ が 0.11 程度と小さいため，構面外の機構安定性は安全側の仮定として，接合部長さは長い方，回転ばねは小さい方で検討を行うこととする。

無次元化回転ばね剛性比 ${}_{\xi}\kappa_{Rg}$ を 0.10 とし，貫入長比は ℓ_{in}=1.0 とすると，設計変数特性値および評価用特性値は表 7.11 のようになる。

表 7.11　高容量 BRB の K 型配置例の特性値（通常の梁成で中剛性梁の場合）

設計変数特性値				評価用特性値				
接合部長さ比 ξ	座屈長さ比 L_0 / L_k	貫入長比 L_{in} / W_1	回転剛性比 ${}_{\xi}\kappa_{Rg}$	曲げ剛性比 γ	断面積比 A_2 / A_0	断面積比 A_1 / A_0	回転剛性比 ${}_{L}\kappa_{Rr}$	長さ比 L_k / W_1
0.344	0.602	1.0	0.10	2.49	1.45	1.31	1.28	16.8

これらの特性値から，設計用曲げモーメント M^r / N_y を計算すると下記となる。ここで，先程と同様に，a+e=3mm，s_r=1mm とし，面外変位としては層間変形角 1/100 に相当する δ_0=45mm と仮定している。

$$M^r / N_y = \frac{a_r}{1 - N_{cu} / N_{cr}^B}\left(\alpha_d - N_{cr}^r / N_y\right) + M_0^r / N_y$$
$$= \frac{11.0}{1 - 11704 / 99436}\left(1.3 - 1808 / 9003\right) + 2.31 \times 1.5 \times \frac{385}{355} = 13.7 + 3.8 = 17.5\,[\mathrm{mm}]$$

一方，拘束材端部の曲げ耐力は，座屈拘束材端部の曲げ耐力で決まり下記となる。

$$M_p^r / N_y = 464 / 9003 \times 10^3 = 51.5\,[\mathrm{mm}]$$

従って，$M_p^r / N_y = 51.5 > M^r / N_y = 17.5$ となり，機構安定条件を満足している。

先程と同様に，ひずみ硬化係数 α_d =1.5 として検討を行うと以下の通りである。

$$M^r / N_y = \frac{a_r}{1 - N_{cu} / N_{cr}^B}\left(\alpha_d - N_{cr}^r / N_y\right) + M_0^r / N_y$$
$$= \frac{11.0}{1 - 13504 / 99436}\left(1.5 - 1808 / 9003\right) + 2.31 \times 1.5 \times \frac{385}{355} = 16.5 + 3.8 = 20.3\,[\mathrm{mm}]$$

一方，拘束材端部の曲げ耐力は，今度は芯材突出部の曲げ耐力で決まり下記となる。

$$M_p^r / N_y = 329 / 9003 \times 10^3 = 36.5\,[\mathrm{mm}]$$

従って， $M_p^r / N_y = 36.5 > M^r / N_y = 20.3$ となり，ひずみ硬化係数 $\alpha_d = 1.5$ としても機構安定条件を満足していることがわかる。

(2)低剛性梁として設計する場合

高容量の BRB の場合，方杖付きの小梁を直交方向に配置すべきと考えるが，何らかの理由で直交小梁の成が取れず，梁成 300mm 程度の方杖付き小梁しか設置できない場合，表 7.10 に示すように， K_{Rb} / K_{Rg2}' は 0.6 程度となり中剛性梁の剛性が確保できないため，低剛性梁として検討する必要がある。この時大梁接合部側の ${}_{\xi}\kappa_{Rg2}'$ は 0.09 程度とさらに小さい値となる。接合部長さが長く，回転剛性も小さい大梁接合部側で検討することとし，${}_{\xi}\kappa_{Rg2}$=0.08，貫入長比 ℓ_{in} を 1.0 として設計変数特性値および評価用特性値を算定すると表 7.12 のようになる。

表 7.12　高容量 BRB の K 型配置例の特性値(通常の梁成で低剛性梁の場合)

設計変数特性値				評価用特性値				
接合部長さ比 ξ	座屈長さ比 L_0 / L_k	貫入長比 L_{in} / W_1	回転剛性比 ${}_{\xi}\kappa_{Rg}$	曲げ剛性比 γ	断面積比 A_2 / A_0	断面積比 A_1 / A_0	回転剛性比 ${}_{L}\kappa_{Rr}$	長さ比 L_k / W_1
0.337	0.707	1.0	0.08	2.49	1.45	1.310	1.50	16.8

これらの特性値から，設計用曲げモーメント M^r / N_y を計算すると下記となる。ここで，先程と同様に，a+e=3mm，s_r=1mm とし， δ_0=45mm と仮定する。

$$M^r / N_y = \frac{a_r}{1 - N_{cu} / N_{cr}^B}\left(\alpha_d - N_{cr}^r / N_y\right) + M_0^r / N_y$$
$$= \frac{12.0}{1 - 11704/63789}\left(1.3 - 1161/9003\right) + 1.39 \times 1.5 \times \frac{385}{355} = 17.2 + 2.3 = 19.5\,[\mathrm{mm}]$$

一方，拘束材端部の曲げ耐力は，座屈拘束材端部の曲げ耐力で決まり下記となる。

$$M_p^r / N_y = 464/9003 \times 10^3 = 51.5\,[\mathrm{mm}]$$

従って，$M_p^r / N_y = 51.5 > M^r / N_y = 19.5$ となり，低剛性梁としても機構安定条件を満足していることが解る。

先程と同様に，ひずみ硬化係数 $\alpha_d = 1.5$ として検討を行うと以下の通りである。

$$M^r / N_y = \frac{a_r}{1 - N_{cu} / N_{cr}^B}\left(\alpha_d - N_{cr}^r / N_y\right) + M_0^r / N_y$$
$$= \frac{12.0}{1 - 13504/63789}\left(1.5 - 1161/9003\right) + 1.39 \times 1.5 \times \frac{385}{355} = 20.9 + 2.3 = 23.2\,[\mathrm{mm}]$$

一方，拘束材端部の曲げ耐力は，今度は芯材突出部の曲げ耐力で決まり下記となる。

$$M_p^r / N_y = 329/9003 \times 10^3 = 36.5\,[\mathrm{mm}]$$

従って，$M_p^r / N_y = 36.5 > M^r / N_y = 23.2$ となり，ひずみ硬化係数 $\alpha_d = 1.5$ としても機構安定条件を満足していることがわかる。

特に高容量の BRB を K 型配置する場合は，大梁接合部側の梁回転剛性は中剛性梁を満足する程度に補剛して設計するのが原則と考えるが，設計上の制約から回転剛性が高められない場合は，低剛性梁として接合部長さを大梁中心から取るものとして検討を行う必要がある。ただし，いずれの場合も大梁の面外方向の水平移動は拘束しなければならないため，スラブが取付かない大梁等に BRB を K 型配置する場合は，直交方向に小梁等を配置し，水平移動を拘束する必要がある。

これまで示してきたように，本評価手法を適用することにより，様々なタイプの BRB 配置，接合部条件に対して構面外機構安定性の検討をすることが可能となり，設計の自由度がより広がるものと考えられる。

7.3.5　K 型配置用 BRB の今後の課題

BRB を K 型配置する場合において，取付く大梁の回転剛性を何らかの理由で高められない場合の対処方法として，図 7.11 に示すように，芯材突出部にリブを付けて補剛する，カラーを付ける等、拘束材端部の曲げ耐力を向上する方法が考えられる。また，図 7.12 に示すように大梁接合部側の拘束材端部と芯材を固定して，芯材突出部の曲げ剛性を補剛鋼管と同程度に補剛できれば，図 7.13 に示すような大梁接合部側の剛性をピンとして回転剛性を期待しない設計も考えられる。特に，制振ブレースとして積極的に早期に BRB を降伏させ，大きなエネルギー吸収を期待する設計とする場合で，ひずみ硬化係数を $\alpha_d = 1.5$ 程度以上考慮しなければならない場合等に有効となると考えられる。今後の検討課題としたい。

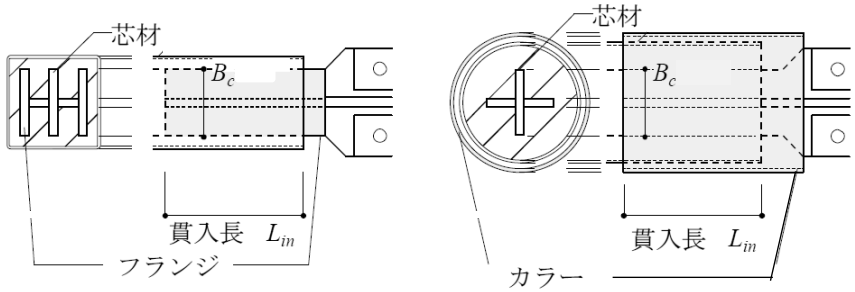


図 7.11　芯材突出部の補剛例

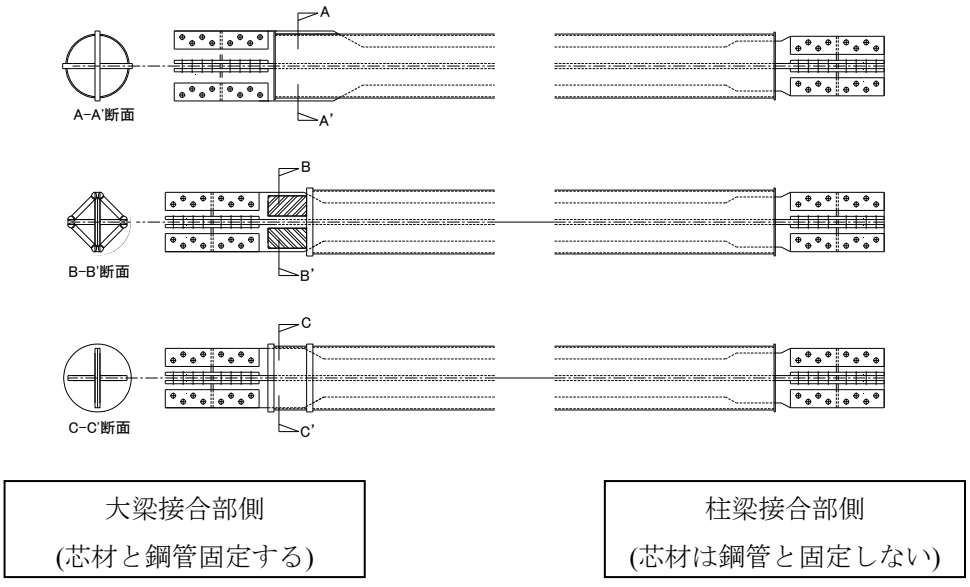


図 7.12　K 型配置用 BRB

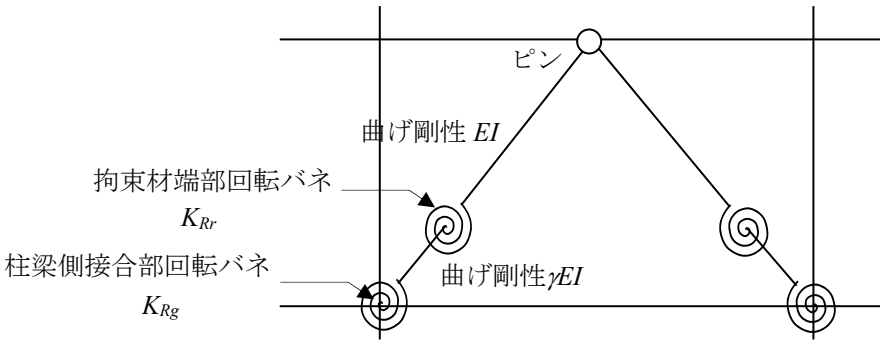


図 7.13　K 型配置用 BRB のモデル化

7.4 結

本章では超高層建物等に用いられている，片流れ配置および K 型配置された座屈拘束ブレース（以降 BRB）を対象に，本論文で提案した構面外機構安定性の評価手法を適用し，検証法の有効性を示すと共に，検討結果に基づき，望ましい接合部ディテールを提示した。以下に得られた知見を示す。

1) 実際に用いられている片流れ配置された BRB を対象とした検討例により, 本論文で提案した機構安定評価手法の実用性を示した。また，特に超高層建物で設置事例の多い高容量の BRB の接合部に関しては, 超高力ボルトの採用や現場溶接接合の採用等により，接合部長さを短くする設計上の配慮が必要なことを示した。

2) 実際に用いられている K 型配置された BRB を対象とした検討例により，本論文で提案した機構安定評価手法の実用性を示した。BRB が成の大きな大梁に取付く場合等, 大梁接合部側の接合部長さが長くなる場合は, 方杖付きの直交小梁を設ける等, 大梁の回転剛性を高める補剛をし, “中剛性梁”として接合部の設計を行う必要があることを示した。BRB が通常の成の大梁に取付く場合は，“中剛性梁”として設計する方法だけではなく，貫入長比を大きくとることにより“低剛性梁”として設計する方法も考えられることを提示した。なお，大梁の回転剛性を高める手法として大梁両サイドにプレートを当て，日の字型の閉断面にする補強も有効であると考えるが，本章においてはより簡単なディテールで実設計での採用機会も多い，直交小梁を設ける補剛方法を示した。何らかの理由で直交小梁が設けられない場合は，大梁を閉断面化する補強方法が有効になると考える。

3) 制振部材として積極的に BRB を降伏させ, 大きなエネルギー吸収を期待する設計とする場合には，ひずみ硬化係数 $\alpha_d = 1.5$ として機構安定性の検討を行う必要があり，この場合，貫入長比を大きくする等の配慮が必要となる場合がある。特に K 型配置

で取付く大梁の回転剛性が小さい場合，構面外不安定現象を生じる危険性があるため，“中剛性梁”を満足する補剛を行うと共に，貫入長比を 1.5 程度以上確保する等の配慮が必要となる。

4) 以上の検討例を通じて，本論文で提案した評価手法により，様々なタイプの BRB 配置や接合部条件に対して，構面外機構安定性の検討を行うことが可能となり，多様な設計が行えることを示した。

第 7 章の参考文献

7.1) 木下智裕，聲高裕治，井上一郎，飯谷邦祐：十字形断面をもつ座屈拘束ブレース接合部の構面外曲げ剛性と降伏曲げ耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第 73 巻, 第 632 号，pp1865-1873， 2008.10

第 8 章　結論

本研究では，座屈拘束ブレース（以降 BRB）の拘束材端部の曲げモーメント伝達能力，様々な接合部剛性，および構面外変形を考慮した BRB の構面外機構安定条件式を誘導すると共に，この安定条件式に基づく BRB の機構安定性を視覚的にかつ簡便に評価できる設計手法を提案した。また，実際の超高層建物で使用された BRB を対象に，提案した設計手法の適用性を検討した。以下に本研究で得られた知見を示す。

第 1 章では, 研究の背景と既往の関連研究, 並びに本研究の目的について述べている。

第 2 章では，偏心率・高さ・崩壊形式の異なる 8 つの鉄骨架構の解析モデルにおいて立体固有値解析および多方向静的増分解析を実施し各モデルの振動性状および変形性状を確認した。また，水平二方向地震動入力下での時刻歴応答解析を実施し，建物に配置された BRB における構面内-構面外最大水平応答変形の同時性を検討した。以下に得られた知見を示す。

1) 各解析モデルに対し多方向静的増分解析を実施し，降伏変位曲面を描いた結果，梁降伏型の架構は降伏変位曲面が四角形状，柱降伏型の架構は降伏変位曲面が円形状となり，降伏変位曲面は架構の崩壊形式に影響を受ける。
2) 今回設定した鉄骨架構に配置された BRB には，構面内-構面外の最大水平応答変形が同時に生じる可能性があることを確認した。
3) 梁降伏型直交架構においては，並進振動が卓越し，地震動主軸が建物の軸から 45° 程度の方向にある場合，BRB の構面内-構面外の最大水平応答変形が同時に生じる可能性がより高いと考えられる。一方，ねじれ振動が卓越する場合は，同時性が低くなる傾向がある。
4) 柱降伏型直交架構においては，降伏変位曲面が円形状となるため，地震動主軸が建物の軸から 45°程度の方向にある場合，架構が塑性化領域に入りやすく，かつ，応答変形が特定層に集中しやすいため，BRB の構面内-構面外の最大水平応答変形が同時に生じる可能性がより高くなると考えられる。

以上の知見より，BRB の機構安定性の検討においては，構面内-構面外最大水平応答変形が同時に発生し得るものとして検討を行うべきであることがわかった。

第 3 章では，接合部を考慮した座屈拘束ブレースの機構安定条件式を提案し，強制面外変形を伴う繰返し載荷実験によりその妥当性を確認した。以下に得られた知見を示す。

1) 接合部を含めた座屈拘束ブレースの全体安定条件を，接合部端部に回転ばね，拘束材端部に塑性ヒンジを有する簡易な線材モデルで評価し，構面外機構不安定を防止する安定条件式を誘導した。これらの条件式は鋼構造座屈設計指針(2009)で述べられている 2 つの設計思想にも対応する。
2) 繰返し載荷実験により，低剛性接合部で芯材補強部の拘束鋼管内への貫入長が短く，端部クリアランスが大きい場合，安定した履歴性状を発揮する以前に機構不安定となるが，貫入長が長く，クリアランスが小さい場合には安定した履歴性状を発揮することが確認された。このことは，低剛性接合部を有する座屈拘束ブレースの機構安定性にとって拘束材端部での曲げモーメント伝達能力が大きな要素であることを示している。また，高剛性接合部を有する場合，貫入長が短い場合でも安定した履歴性状を発揮することが確認された。
3) 提案した座屈拘束ブレースの構面外安定条件式は拘束材端部の曲げモーメント伝達能力の影響や様々な接合部剛性に対応でき，実験結果との比較により概ねその妥当性が確認できた。

以上の知見より，接合部を考慮した座屈拘束ブレースの機構安定性を，提案した条件式により，適切な安全率の設定の元，実務的にも行うことができるようになった。

第 4 章では，ダブルウェブ H 形 BRB および二重鋼管型 BRB の構面外強制変形付繰返し載荷実験を実施し，第 3 章で示した拘束材端部の曲げ伝達能力を考慮した機構安定限界軸力評価式に対する整合性を確認した。以下に，得られた知見を示す。

1) 構面外方向の強制変形が層間変形角 1/100 程度の場合，$_{\xi}\kappa_{Rg}$ が 0.03 程度しかない低剛性の接合部を有するダブルウェブ H 形 BRB は，貫入長比が 2.0 と大きい場合でも等価軸歪 2.0%程度で機構が不安定となった。一方 $_{\xi}\kappa_{Rg}$ が 0.3 程度の中剛性以上の接合部を有している場合，貫入長比によらず芯材軸歪が 3.0%に至るまで，同ブレースは安定した履歴性状を示すことを確認した。

2) 二重鋼管型 BRB の場合，貫入長比 1.6 の試験体についてはピン間の等価軸歪 1.5% で 3 サイクル以上の安定した履歴性状を示す一方，貫入長比 0.6 かつクリアランス／貫入長比 0.025 の D3L0.6S2 では構面内に機構不安定現象が生じた。同じ貫入長比 0.6 でクリアランスが半分の D3L0.6S1 では機構不安定現象は生じず，クリアランス／貫入長比による違いが顕著に生じた。

3) 提案した BRB の安定限界軸力の評価値は，ダブルウェブ H 形 BRB，二重鋼管型 BRB ともに実験値と-30～+10%程度の精度で対応していることが確認され，既往の研究結果も併せて，第 3 章において提案した機構安定条件式は様々な座屈補剛形式の BRB に対して適応性があることが確認された。

以上の知見により，提案した条件式は様々な座屈補剛形式の BRB の構面外機構安定性評価に適用できることが確認された。

第 5 章では，実際の建物に用いられている BRB および接合部ディテールを調査・分析し，本研究で提案した BRB の機構安定条件式中の各項の値に寄与する各種特性値を特定すると共に，BRB の機構安定性を視覚的に評価できる手法を提案した。以下に得られた知見を示す。

1) 実際に用いられている接合部ディテールの FEM 解析により，接合部端部の構面外回転剛性を評価した結果，取付く柱梁の剛性の影響が大きく，面外変形を拘束するためのリブを設けた場合においても，接合部端部が柱梁と回転剛で接合された場合の回転剛性の半分程度以下となる場合があり，特に剛な接合部を評価する場合は，柱梁を含めた接合部の構面外回転剛性の影響を考慮する必要がある。

2) 実際使われている BRB や接合部ディテールを調査・分析し，機構安定条件式の各項に寄与する特性値の内，主要な変動パラメータとしての設計変数特性値と一定値として取り扱える評価用特性値を特定した。また，設定した評価用特性値は，実際に多く用いられている BRB の機構安定性を安全側に評価できていることが確認された。

3) これらの特性値を用いて算定した拘束材端部位置での単位降伏軸力あたりの設計

用曲げモーメントと，単位降伏軸力あたりの拘束材端部の曲げ耐力の大小関係を面外座屈安定性能曲線上で比較することにより，第 3 章で提案した BRB の機構安定条件を条件式に数値を代入することなく視覚的に評価できることを示した。

以上の知見より，片流れ配置された BRB の機構安定性を簡便にかつ視覚的に評価できるようになった。

第 6 章では，K 型配置のように，両端の接合条件が非対称となる場合の BRB の機構安定条件を導くと共に，その機構安定条件式を実際の設計に適用する場合の手法について提案した。また，柱梁側接合部に比べて，接合部回転剛性の評価が複雑となる梁側接合部の回転剛性を簡易的に評価できる手法を提案した。以下に得られた知見を示す。

1) 梁側接合部の回転剛性を，大梁部材軸周りの回転剛性と上部ガセットプレートの回転剛性を足し合わせた回転剛性と評価することにより，第 3 章の手法を用いて，接合部条件が非対称となる K 型配置された BRB の機構安定評価式を誘導した。
2) 大梁の回転剛性に応じた上部回転剛性および接合部長の評価モデルを 3 種類提案し，接合部座屈荷重との対応から各モデルの閾値を示した。また，閾値により各評価モデルを使い分け，数値解析によりその評価法の妥当性を確認した。
3) 実設計を想定した K 型配置された BRB の梁側接合部の回転剛性を FEM 解析結果に基づき算出し，梁の剛性モデルの閾値と無次元化回転バネ定数の検討を行った。その結果，K 型配置の梁接合部は，柱梁側接合部と比較すると回転剛性は低くなる傾向にあること，直交小梁等により大梁自身の回転剛性を高めないと梁側の接合部を高剛性化することは困難であること，G.PL のみ高剛性化すると，座屈長さは大梁中心を起点とする必要性があることが解った。
4) 梁側接合部の簡易的な回転剛性算出法について提案し,その妥当性を検証した。簡易評価法と FEM 解析との比較から，ウェブセンターのみにしかスチフナーがない場合は，下端フランジに局部的な変形が生じるため，簡易評価法は剛性を過大に評価する傾向にあるが，サイドスチフナーも設置した場合やガセットプレートフィンスチフナーと梁下フランジを直接溶接する場合では総じて，提案した簡易評価法は

FEM 解析結果とよく整合していることが解った。

以上の知見より，K 型配置された BRB に対しても，本研究で提案した検証法を用いることにより，構面外機構安定性が評価できるようになった。また，梁接合部側の回転剛性を比較的簡単な計算で評価できるようになった。

第 7 章では，実際の建物に用いられている，片流れ配置および K 型配置された BRB を対象に，本論文で提案した構面外機構安定性の評価手法を適用し，検証法の有効性を示すと共に，検討結果に基づき，望ましい接合部ディテールを提示した。以下に得られた知見を示す。

1) 実際に用いられている片流れ配置された BRB を対象とした検討例により，本論文で提案した機構安定評価手法の実用性を示した。また，特に超高層建物で設置事例の多い高容量の BRB の接合部に関しては，超高力ボルトの採用や現場溶接接合の採用等により，接合部長さを短くする設計上の配慮が必要なことを示した。
2) 実際に用いられている K 型配置された BRB を対象とした検討例により，本論文で提案した機構安定評価手法の実用性を示した。BRB が成の大きな大梁に取付く場合等，大梁接合部側の接合部長さが長くなる場合は，方杖付きの直交小梁を設ける等，大梁の回転剛性を高める補剛をし，“中剛性梁”として接合部の設計を行う必要があることを示した。BRB が通常の成の大梁に取付く場合は，“中剛性梁”として設計する方法だけではなく，貫入長比を大きくとることにより“低剛性梁”として設計する方法も考えられることを提示した。
3) 制振部材として積極的に BRB を降伏させ，大きなエネルギー吸収を期待する設計とする場合には，ひずみ硬化係数 α_d =1.5 として機構安定性の検討を行う必要があり，この場合，貫入長比を大きくする等の配慮が必要となる場合がある。特に K 型配置で取付く大梁の回転剛性が小さい場合，構面外不安定現象を生じる危険性があるため，“中剛性梁”を満足する補剛を行うと共に，貫入長比を 1.5 程度以上確保する等の配慮が必要となる。
4) 以上の検討例を通じて，本論文で提案した評価手法により，様々なタイプの BRB

配置や接合部条件に対して，構面外機構安定性の検討を行うことが可能となり，多様な設計が行えることを示した。

以上の知見より，様々な接合部条件，様々な座屈補剛形式，様々な容量の BRB の構面外機構安定性を本研究で提案した条件式により評価することができるようになり，安全かつ適切な設計により，より自由度の高い構造設計を行うための技術的資料が提示できたと考えている。

本研究に関連して発表した論文

【審査付論文】

第 2 章

1) 小﨑均，長路秀鷹，松井良太，竹内徹：二方向地震動入力を受ける座屈拘束ブレース付鉄骨架構のブレース構面外応答，日本建築学会構造工学論文集，Vol.61B，pp.401-408，2015.3

第 3 章

2) 竹内徹，小﨑均，松井良太：拘束材端部の曲げモーメント伝達能力を考慮した座屈拘束ブレースの構面外機構安定性評価，日本建築学会構造系論文集，第 78 巻，第 691 号，pp.1621-1630，2013.9

3) Toru Takeuchi, Hitoshi Ozaki, Ryota Matsui, Fatih Sutcu : Out-of-plane stability of buckling-restrained braces including moment transfer capacity，Earthquake Engineering of Structural Dynamics, Vol.43, Issue 6, pp.851–869, 2014.5

第 4 章

4) 竹内徹，小﨑均，松井良太，三原早紀：ダブルウェブ H 形拘束材およびピン接合形式二重鋼管を用いた座屈拘束ブレースの機構安定性，日本建築学会技術報告集，Vol. 21, No.49, pp.1065-1070, 2015.10

第 5 章

5) 小﨑均，小西克尚，松井良太，竹内徹：片流れ配置された座屈拘束ブレース機構安定条件の要因分析，日本建築学会構造系論文集，第 79 巻，第 706 号，pp.1919-1929，2014.12

【口頭発表】

第 2 章

1) 長路秀鷹，竹内　徹，小﨑　均，松井良太：二方向地震入力を受ける制振建物のブレース構面外応答，日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿)，C-1 分冊，pp.1095-1096，2014.9.12 - 9.14

第 3 章

2) S. Mihara, T. Takeuchi, H. Ozaki, R. Matsui: Out-of-plane Stability of Buckling-restrained Braces Including Moment Transfer Capacity at Restrainer Ends, Proceedings of The 5th Asia Conference on Earthquake Engineering (Taipei, Taiwan), ID: 39(USB Memory), October 16th - 18th, 2014

第 5 章

3) 小西克尚，竹内　徹，松井良太，帆足勇磨，小﨑　均，木村征也，井田茉利，大山翔也：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの構面安定性 -その 1　標準部材と無次元化パラメータの導入-，日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道)，C-1 分冊，pp.1245-1246，2013.8.30 - 9.2

4) 井田茉利，竹内　徹，松井良太，小西克尚，帆足勇磨，小﨑　均，木村征也，大山翔也：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの構面安定性 -その 2　ブレース接合部の回転ばね剛性の検討-，日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道)，C-1 分冊，pp.1247-1248，2013.8.30 - 9.2

5) 樋口公平，竹内　徹，松井良太，小西克尚，帆足勇磨，小﨑　均，木村征也，井田茉利：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの構面安定性 -その 3　ブレース接合部の座屈耐力算定法に関する検討-，日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道)，C-1 分冊，pp.1249-1250，2013.8.30 - 9.2

6) 大山翔也，竹内　徹，松井良太，小西克尚，帆足勇磨，小﨑　均，木村征也，井田茉利：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの構面安定性 -その 4　座屈拘束ブレースの弾性全体座屈軸力-，日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道)，C-1 分冊，pp.1251-1252，2013.8.30 - 9.2

7) 市川　康，竹内　徹，松井良太，小西克尚，帆足勇磨，小﨑　均，木村征也，大山翔也：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの構面安定性 -その 5　設計軸力時の座屈拘束材端部の面外変位-，日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道)，C-1 分冊，pp.1253-1254，2013.8.30 - 9.2

8) 木村征也，竹内　徹，松井良太，小西克尚，帆足勇磨，小﨑　均，井田茉利，大山翔也：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの構面安定性 -その 6　接合部の回転ばね剛性を考慮した設計用偏心曲げモーメント-，日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道)，C-1 分冊，pp.1255-1256，2013.8.30 - 9.2

9) 帆足勇磨，竹内　徹，松井良太，小西克尚，小﨑　均，木村征也，井田茉利，大山翔也：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの構面安定性 -その 7　強制面外変形に伴う設計用付加曲げモーメント-，日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道)，C-1 分冊，pp.1257-1258，2013.8.30 - 9.2

10) 小﨑　均，竹内　徹，松井良太，小西克尚，帆足勇磨，木村征也，井田茉利，大山翔也：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの機構安定性 -その 8　芯材突出部の曲げ耐力と設計用曲げモーメントの比較-，日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道)，C-1 分冊，pp.1259-1260，2013.8.30 - 9.2

11) 小西克尚，竹内　徹，松井良太，帆足勇磨，小﨑　均，木村征也，井田茉利，大山翔也：接合部の塑性化を考慮した座屈拘束ブレースの安定性に関する研究　その 1 接合部の曲げ耐力の算出，日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿)，C-1 分冊，pp.1079-1080，2014.9.12 - 9.14

12) 帆足勇磨，竹内　徹，松井良太，小西克尚，小崎　均，木村征也，井田茉利，大山翔也：接合部の塑性化を考慮した座屈拘束ブレースの安定性に関する研究　その 2 接合部の曲げ耐力の評価法，日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿)，C-1 分冊，pp.1081-1082，2014.9.12 - 9.14

13) 小﨑　均，竹内　徹，松井良太，帆足勇磨，小西克尚，木村征也，井田茉利，大山翔也：接合部の塑性化を考慮した座屈拘束ブレースの安定性に関する研究　その 3 曲げ耐力と設計用モーメントの比較，日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿)，C-1 分冊，pp.1083-1084，2014.9.12 - 9.14

第 6 章

14) 渡辺　厚，竹内　徹，松井良太，小西克尚，帆足勇磨，小﨑　均：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの機構安定性　その 10　実大座屈拘束ブレースを用いた実験計画，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，C-1 分冊，pp.1085-1086，2015.9.4 - 9.6

15) 引野　剛，竹内　徹，松井良太，小西克尚，帆足勇磨，小﨑　均：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの機構安定性　その 11　実大座屈拘束ブレース実験の結果と検証，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，C-1 分冊，pp.1087-1088，2015.9.4 - 9.6

16) 長路秀鷹，松井良太，三原早紀，竹内　徹，小﨑　均，小西克尚，帆足勇磨，大山翔也 : 接合部を考慮した座屈拘束ブレースの機構安定性　その 12　K 型配置に対する評価式の導出および実験計画, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), C-1 分冊，pp.1089-1090，2015.9.4 - 9.6

17) 竹内　徹，松井良太，三原早紀，小﨑　均，小西克尚，帆足勇磨，大山翔也：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの機構安定性　その 13　K 型配置実験の結果と数値解析，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，C-1 分冊，pp.1091-1092，2015.9.4 - 9.6

18) 小﨑　均，竹内　徹，松井良太，小西克尚，木村征也，井田茉利，大山翔也：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの機構安定性　その 14　梁接合部の回転剛性について，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，C-1 分冊，pp.1093-1094，2015.9.4 - 9.6

19) 大山翔也，竹内　徹，松井良太，帆足勇磨，小﨑　均，小西克尚，木村征也，井田茉利，：接合部を考慮した座屈拘束ブレースの機構安定性　その 15　梁接合部回転剛性算出のための簡易モデル，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，C-1 分冊，pp.1095-1096，2015.9.4 - 9.6

【本研究関連以外の発表論文】

1) 鈴木敏郎，小河利行，小崎　均：個材の座屈, 塑性化で耐力の定まる複層立体トラス平板の大変形解析，日本建築学会構造系論文集，第 359 号，pp.26-34，1986.1
2) 鈴木敏郎，五十嵐規矩夫，薩川恵一，小崎　均：中立軸補強による極めて短い梁の塑性変形能力改善，日本建築学会構造系論文集，第 589 号，pp.157-164，2005.3
3) 村上勝英，北村春幸，小崎　均，山梨知彦：中間層に免震層を持つ建物の設計，日本建築学会技術報告集，No.7，pp.51-56，1999.2
4) 竹内　徹，松井良太，三原早紀，大家貴徳，岡本勇紀，小﨑　均，岩田　衛：鋼モルタル板を用いた座屈拘束ブレースの構面外機構安定性，日本建築学会技術報告集，Vol.20，No.45，pp.569-574，2014.6
5) Ozaki Hitoshi, Kouno Toshihiko, Asakawa Takeshi: HYBRID STRUCTURE REDUCING PERMANENT DRIFT, 38th World Seminar on Seismic Isolation, Energy Dissipation and Active Vibration Control of Structures, Yerevan, Armenia, October 6-10, 2003
6) Hitoshi OZAKI: CHALLENGING APPLICATIONS OF SEISMIC DAMPERS FOR RETROFIT OF TALL BUILDING, The 14th World Conference on Earthquake Engineering, Beijing, China, October 12-17, 2008
7) 鵜飼邦夫，山口　猛，高垣利夫，小崎　均：H 形状の連層鋼板耐震壁(ウエブにあたる部分を市松状配置)を有する超高層ビルの構造設計，日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿)，C 分冊，pp.951-952，1987.10
8) 小崎　均，北村春幸，森川尚一，鈴木重信，藤田隆史，藤田　聡，古屋　治：円筒型高減衰ゴムダンパを用いた制震構造の開発　その 1　実建物への適用例，日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿)，B-2 分冊，pp. 861-862，1996.9
9) 鈴木重信，森川尚一，北村春幸，小崎　均，藤田隆史，藤田　聡，古屋　治：円筒型高減衰ゴムダンパを用いた制震構造の開発　その 2　実大ダンパの動的加力実験，日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿)，B-2 分冊，pp. 863-864，1996.9
10) 窪田伸，岡田忠義，山口種美，木原碩美，小崎　均，山根尚志：建築構造用高性能

780N/mm^2 鋼の特性を活かせる構造の検討，日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿), C-1 分冊，pp. 711-712，1996.9

11) 小崎　均，向野聡彦，渡辺一成，藤田隆史，芳沢利和，鈴木重信：超高層免震建物に適用する天然ゴム系積層ゴムに関する研究　その 1　積層ゴムに必要とされる性能の抽出，日本建築学会大会学術講演梗概集(東北)，B-2 分冊，pp. 639-640，2000.9
12) 鈴木重信，菊地隆志，芳沢利和，藤田隆史，向野聡彦，小崎　均：超高層免震建物に適用する天然ゴム系積層ゴムに関する研究　その 2　積層ゴムの引張実験，日本建築学会大会学術講演梗概集(東北)，B-2 分冊，pp. 641-642，2000.9
13) 牧野俊雄，鈴木敏郎，五十嵐規矩夫，小崎　均，中　哲也：高力ボルト摩擦接合されたH形鋼梁継手部の耐力と変形性状に関する研究　その1.　実験概要および基本性状，日本建築学会大会学術講演梗概集(東北)，C-1 分冊，pp. 577-578，2000.9
14) 小崎　均，鈴木敏郎，五十嵐規矩夫，常木康弘，田村欣也：せん断曲げを受けるH形鋼梁の最大耐力決定要因と塑性変形能力に関する研究　その 1　最大耐力決定要因，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，C-1 分冊，pp. 577-578，2001.9
15) 牧野俊雄，鈴木敏郎，五十嵐規矩夫，常木康弘，小崎　均：高カボルト摩擦接合部のすべり挙動に関する研究，日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)，C-1 分冊，pp. 981-982，2001.9
16) 小崎　均，常木康弘，五十嵐規矩夫，鈴木敏郎：中立軸補強された境界梁の塑性変形能力　境界梁のせん断補強　その 2，日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸)，C-1 分冊，pp.473-474，2002.8.2 - 8.4
17) 向野聡彦，小崎　均，朝川　剛，田原一徳：ハイブリッドチューブ構造による高層集合住宅　その 1　計画概要，日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸)，C-1 分冊，pp. 981-982，2002.8.2 - 8.4
18) 田原一徳，向野聡彦，小崎　均，朝川　剛：ハイブリッドチューブ構造による高層集合住宅　その2　設計の概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), C-1 分冊，pp. 983-984，2002.8.2 - 8.4
19) 朝川　剛，向野聡彦，小崎　均，田原一徳：ハイブリッドチューブ構造による高層

集合住宅　その 3　解析検討概要，日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸)，C-1 分冊，pp. 985-986，2002.8.2 - 8.4

20) 飯田智裕，鈴木敏郎，五十嵐規矩夫，小崎　均，船場　琢：せん断崩壊型 H 形鋼部材の塑性変形能力改善に関する研究　その 2　繰返し載荷実験，日本建築学会大会学術講演梗概集(東海)，C-1 分冊，pp. 599-600，2003. 9.5 - 9.7

21) 小崎　均，鈴木敏郎，五十嵐規矩夫，船場　琢，飯田智裕：せん断崩壊型 H 形鋼部材の塑性変形能力改善に関する研究　その 3　補強効果，日本建築学会大会学術講演梗概集(東海)，C-1 分冊，pp. 601-602，2003.9.5 - 9.7

22) 小崎　均，常木康弘，鈴木敏郎：極低降伏点鋼材による薄鋼板壁のせん断座屈と座屈後変形，日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道)，C-1 分冊，pp. 847-848，2004.8.29 - 8.31

23) 石井正人，伊藤浩資，小崎　均，引野　剛，笠井和彦：鋼構造建物における制振の効果を検証する震動台実験の予備検討　E-ディフェンス鋼構造建物実験研究　その 37，日本建築学会大会学術講演梗概集(中国)，C-1 分冊，pp. 865-866，2008.9.18 - 9.20

謝　辞

最初に，筆者の東京工業大学建築学科時代に，建築構造の面白さや物事に取組む姿勢を教えていただき，その後も長きにわたり御指導を賜りました恩師である東京工業大学名誉教授 鈴木敏郎博士に心より感謝申し上げます。そして，東京工業大学教授 小河利行博士には，学部生時代からの非常に長きにわたり，終始懇切丁寧な御指導と励ましを賜りました。ここに，謹んで厚く御礼申し上げます。また，BRB の開発者でもあり，終始適切なご助言と励ましをいただきました東京工業大学名誉教授 和田章博士に深く感謝いたします。

本論文をまとめるにあたり，そのきっかけを作っていただくと共に，終始適切なご指導・ご助言ならびに温かい励ましをいただき，論文をより良い方向に導いていただいた東京工業大学教授 竹内徹博士に心より感謝の意を表します。また，東京工業大学助教 松井良太博士には研究を通じて終始適切なご指導・ご助言をいただきました。さらに，論文審査を通じて，東京工業大学教授 坂田弘安博士，同准教授 堀田久人博士，五十嵐規矩夫博士には貴重なご意見をいただきました。ここに謹んで御礼申し上げます。

本研究は，筆者等が新日鉄住金エンジニアリング㈱と共同で，BRB の設計法の確立を目指して行った BRB 研究会での成果も含めてまとめたものであります。特に新日鉄住金エンジニアリング 小西克尚博士には，本研究をまとめるにあたり多大なるご協力をいただきました。また，研究会のメンバーである新日鉄住金エンジニアリング 帆足勇磨氏，日建設計 木村征也氏，井田茉利氏，大山翔也氏には様々なご協力をいただきました。さらに，実験や解析を行うに当たっては三原早紀氏(当時)，長路秀鷹氏を始めとする，竹内研究室の皆様から常に様々なご協力をいただきました。ご協力をいただきました新日鉄住金エンジニアリング㈱の関係各位および竹内研究室の関係各位に深く感謝いたします。

最後に，本研究の機会を与えて下さり終始温かい励ましをいただいた日建設計取締役 常木康弘博士をはじめ日建設計，日建ハウジングシステム，ならびにご支援いただいた構造設計グループの皆様に深く感謝いたします。

小﨑　均