高力ボルト摩擦すべりダンパーの履歴特性を応用した
建築耐震構造に関する開発研究

平成 16 年 2 月

吉岡　智和

目次

第1章 序論

1.1節 研究の背景 ---------- 1-1

1.2節 研究目的 ---------- 1-6

1.3節 論文の構成 ---------- 1-7

参考文献(第1章) ---------- 1-9

第2章 アルミニウム合金板を摺動材としたすべりダンパーの摺動履歴特性

2.1節 はじめに ---------- 2-1

2.2節 実験方法

2.2.1 試験体 ---------- 2-2

2.2.2 実験条件 ---------- 2-5

2.2.3 加振方法 ---------- 2-7

2.2.4 計測方法 ---------- 2-10

2.3節 実験結果

2.3.1 すべり係数と変位の関係 ---------- 2-11

2.3.2 第1サイクルにおけるすべり係数の変化 ---------- 2-15

2.3.3 繰り返し摺動中のすべり係数の変化 ---------- 2-17

2.3.4 繰り返し摺動中のボルト張力の変化 ---------- 2-23

2.4節 すべり係数の評価法

2.4.1 初期ボルト張力の影響 ---------- 2-26

2.4.2 ボルト締付長さの影響 ---------- 2-27

2.4.3 繰り返し摺動時すべり係数の評価式 ---------- 2-30

2.5節 まとめ ---------- 2-33

参考文献(第2章) ---------- 2-33

第3章 銅合金板を摺動材としたすべりダンパーの摺動履歴特性

3.1節 はじめに ---------- 3-1

3.2節 実験方法

3.2.1 試験体及び実験条件 ---------- 3-1

3.2.2 加振方法及び計測方法 ---------- 3-4

3.3節 実験結果

3.3.1 すべり係数と変位の関係 ---------- 3-4

3.3.2 第1サイクルにおけるすべり係数の変化 ---------- 3-8

3.3.3　繰り返し摺動中のすべり係数の変化 ---------- 3-10
3.3.4　繰り返し摺動中のボルト張力の変化 ---------- 3-14
3.4節　すべり係数の評価法
3.4.1　初期ボルト張力の影響 ---------- 3-17
3.4.2　繰り返し摺動時すべり係数の評価式 ---------- 3-19
3.5節　まとめ ---------- 3-22
参考文献(第3章) ---------- 3-23

第4章　すべりダンパーを設置したH形鋼梁の曲げせん断復元力特性
4.1節　はじめに ---------- 4-1
4.2節　実験方法
4.2.1　試験体 ---------- 4-2
4.2.2　すべりダンパーの初期ボルト張力 ---------- 4-4
4.2.3　加力方法 ---------- 4-6
4.2.4　計測方法 ---------- 4-7
4.3節　実験結果
4.3.1　静的加力testrunの曲げせん断復元力特性 ---------- 4-8
4.3.2　動的加力testrunの曲げせん断復元力特性 ---------- 4-12
4.3.3　初摺動せん断力，最大せん断力及び初期剛性の
実験値と計算値の比較 ---------- 4-17
4.3.4　動的加力testrunのボルト軸力の変化性状 ---------- 4-19
4.4節　有限要素解析によるQ-R関係及びQ-SLIP関係の予測
4.4.1　計算方法 ---------- 4-24
4.4.2　計算結果と実験結果の比較 ---------- 4-28
4.5節　まとめ ---------- 4-34
参考文献(第4章) ---------- 4-35

第5章　すべりダンパーの摺動履歴特性に依存するヒンジ機構の曲げ耐力
5.1節　はじめに ---------- 5-1
5.2節　解析方法
5.2.1　解析仮定 ---------- 5-1
5.2.2　解析条件 ---------- 5-3
5.3節　解析結果
5.3.1　せん断力と部材角の関係 ---------- 5-4
5.3.2　スロット上部梁断面の応力度及び歪度の分布 ---------- 5-5

5.4節　曲げ耐力の計算法
5.4.1　初摺動曲げモーメントの計算法 ---------- 5-10
5.4.2　最大摩擦力曲げモーメントの計算法 ---------- 5-12
5.5節　まとめ ---------- 5-15

第6章 結語
6.1節　総括 ---------- 6-1
6.2節　今後の研究課題 ---------- 6-3

謝辞

第1章
序論

1.1節　研究の背景 ---------- 1-1
1.2節　研究目的 ---------- 1-6
1.3節　論文の構成 ---------- 1-7
参考文献(第1章) ---------- 1-9

第1章　序論

1.1節　研究の背景

鋼構造剛接架構を主体とする建築物に関する現行の耐震構造設計法では,大地震時に各層の梁端に曲げ降伏ヒンジを形成し，その塑性変形により地震入力エネルギーを消費させる梁降伏型全体降伏機構を計画することが望ましいとされている。このコンセプトに基づく耐震構造設計法は20世紀後半より広く普及したものである。しかしながら，1994年のノースリッジ地震や1995年の兵庫県南部地震では，このような鋼構造剛接架構において，その柱梁接合部周辺の梁端及び柱端の溶接部が破断する地震被害[1.1),1.2)]が報告され，これらの地震被害により鋼構造剛接架構の耐震設計及び施工に対して，新たな課題がもたらされた。

このような溶接部破断を防止し,鋼構造剛接架構に想定した全体降伏機構を実現させる改善策の一つとして，鋼構造剛接架構を構成するH形鋼梁の梁端近傍にフランジ断面積を減少させた部分(dogboneフランジ等）を設け，その位置に降伏ヒンジを発生させる構法[1.3)-1.5)]が提案された。このヒンジ機構を設けた骨組では，図1.1.1に示す地震時曲げモーメント分布に合わせて，ヒンジ機構の曲げ降伏が梁端の曲げ降伏に先行するようにdogboneフランジの位置とフランジ幅を調整し梁断面を設計する。その結果として,梁端に曲げ降伏ヒンジが発生せず，上記の地震被害を防止することが出来るとするものである。しかし，この構法においても，dogboneフランジ位置のヒンジ機構が大きな繰り返し変形を受けると，歪硬化の影響により断面設計時に想定した全塑性モーメントを超える

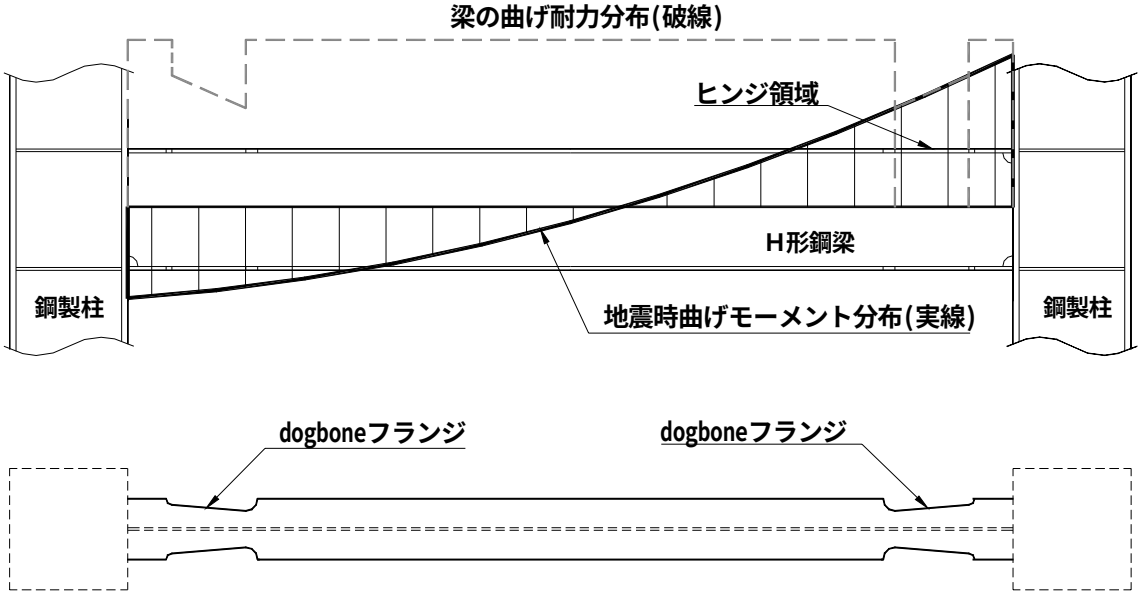
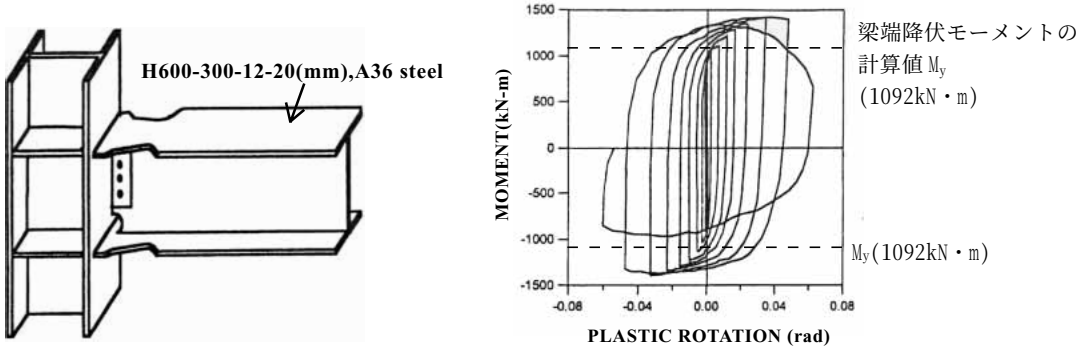
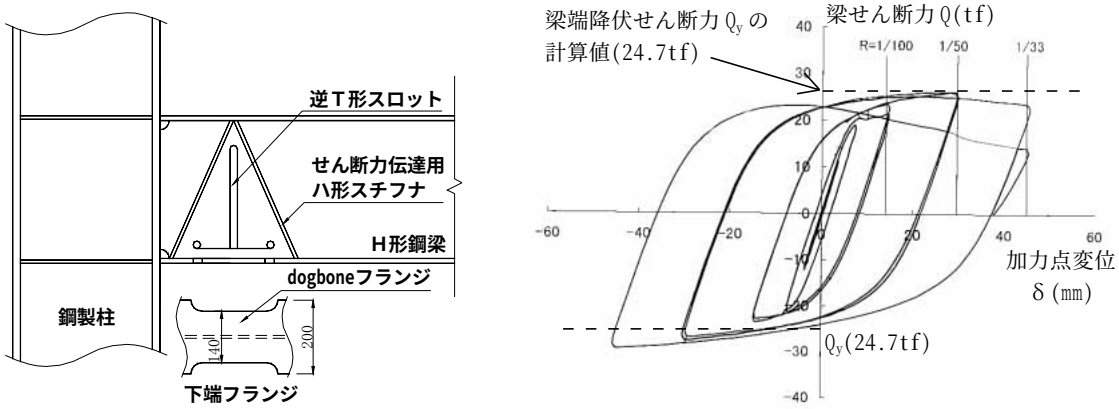


図1.1.1　dogboneフランジを有する鋼製梁の模式図



(1)試験体の模式図　　(2)梁端の M-R_p 曲線

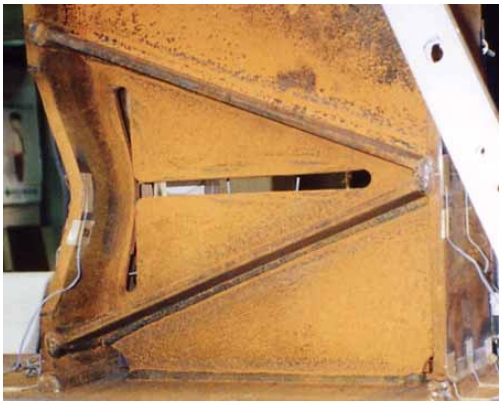
図 1.1.2　dogbone フランジを有するH形鋼梁の地震時挙動(文献 1.3 より引用)



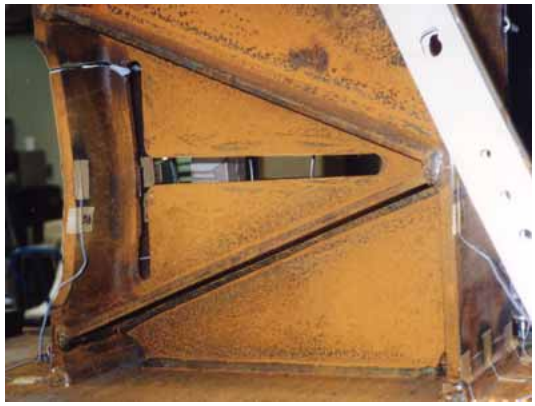
(1)ヒンジ機構の模式図　　(2)梁の Q- δ 曲線

図 1.1.3　吉田，大久保らの発表したヒンジ機構とその地震時挙動(文献 1.7 より引用)

曲げモーメントを負担するようになる。そのことは，図1.1.2に示したChenらの実験[1.3)]において，梁端に大きな塑性変形が発生し，設計方針通りの地震時挙動を実現できないことが指摘されている。これを受けて，吉田，大久保ら[1.6), 1.7)]は前記の構法を改良し，dogboneフランジを下端フランジのみに設けウエブに逆T形スロットと呼ばれる切欠きとせん断力伝達用のハ形スチフナを加えた図1.1.3(1)に示すヒンジ機構を発表した。この改良の要点は次の4点にあるとしている。(1)ヒンジ機構の曲げモーメントを上下フランジの負担力だけで定まるようにウェブに不連続部分(スロット)を設ける。(2)上端フランジを母材のままとし，下端フランジに断面積の小さい dogbone フランジを設けて，ヒンジ機構の曲げモーメントが dogbone フランジの負担力で定まるようにする。(3)逆T形スロット状の切欠きを設けることで，ハ形スチフナを斜材，dogboneフランジを弦材としたトラスに近い応力伝達を想定する。その結果として dogbone フランジの材軸方向に一様な変形を生じさせることにより，歪硬化による耐力上昇を抑える。(4)上端フランジでは



(1)局部座屈の発生



(2)フランジの破断

写真 1.1.1　dogbone フランジの破壊状況(文献 1.7 より引用)

逆T形スロット上部の狭い領域に塑性変形を集中させ，床スラブに生じる地震時損傷を局所化し，被災後の補修を容易にできる。

しかし，このような工夫を施したヒンジ機構においても，曲げに対する抵抗がdogboneフランジ部分の鋼材の降伏と塑性変形に依存しているため，図1.1.3(2)に示すように，梁が大きな繰り返し変形を受けると梁端の曲げモーメントはその降伏モーメントを上回る結果となった。さらに，写真1.1.1に示すように，dogboneフランジが大きな圧縮力を受けると局部座屈が生じ，局部座屈後のdogboneフランジに大きな引張力が生じるとその部分が破断する問題が発生したことが，文献1.6，1.7では示されている。

筆者は，吉田，大久保らが示したヒンジ機構のコンセプトを活かしつつ，その課題を解決する一つの方法として，dogboneフランジの替わりに高力ボルト摩擦すべりダンパーを梁端近傍の下端フランジに設け，その摩擦すべりに依存するヒンジ機構によって梁降伏型の場合と同様の全体降伏機構を形成する鋼構造骨組[1.8)]を考案した。以降の本論では煩雑さを避けるために「高力ボルト摩擦すべりダンパー」は「すべりダンパー」と略して記述する。図1.1.4に示すように，提案するヒンジ機構は，ウエブに設けるスロット，せん断力伝達用のハ形スチフナ及び下端フランジに設置するすべりダンパーによって構成される。このヒンジ機構では，地震時の繰返し荷重に対してすべりダンパーに生じる摩擦力によって，ヒンジ機構の抵抗曲げモーメントと梁端に生じる曲げモーメントを制御する。

本ヒンジ機構が，前記の吉田，大久保らのヒンジ機構と異なる点は，図1.1.5(1)に示す剛塑性型摩擦力すべり曲線を有するすべりダンパーの摩擦力によりヒンジ機構の曲げモーメントを定めるところにある。このため，ヒンジ機構の負担曲げモーメントは地震時に増加することがなく，梁端の曲げモーメントも増加しないため，梁端に大きな塑性変形を生じさせないことを保証する設計が可能となる。また，図1.1.5(1)に示したすべ

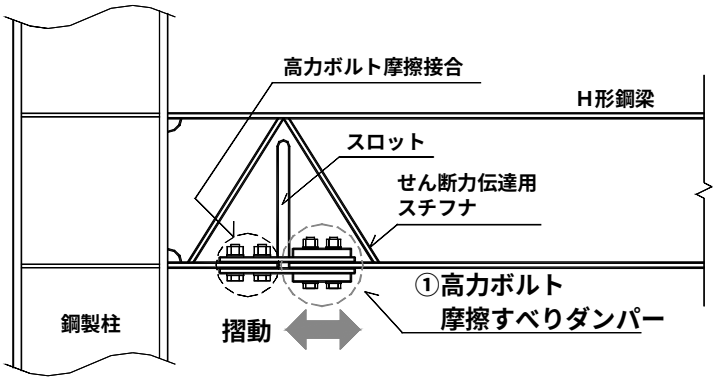
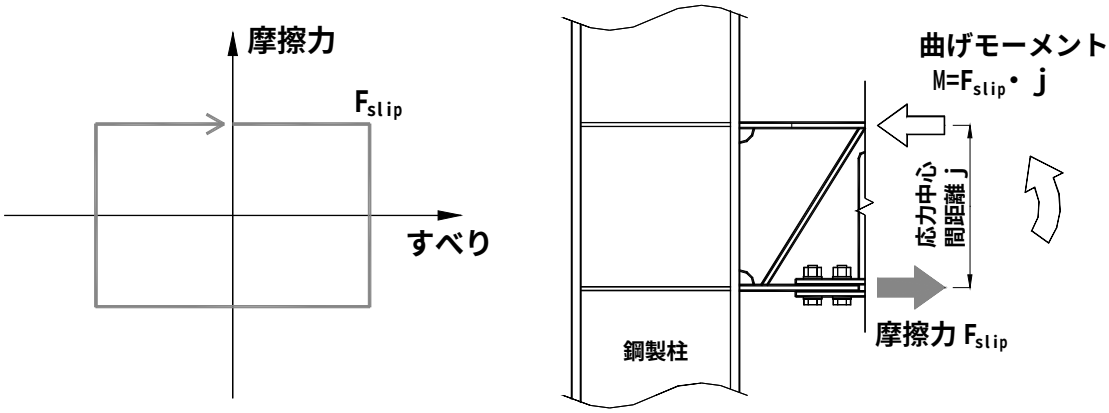


図1.1.4　すべりダンパーを有するH形鋼梁端部の概念図



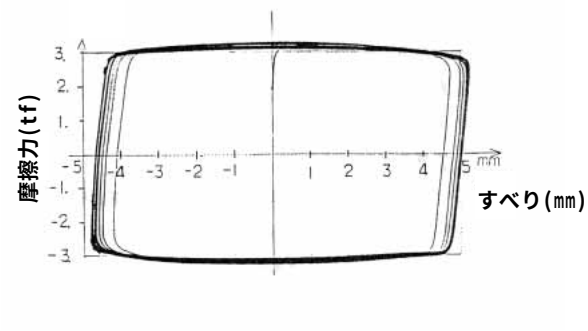
(1)摩擦力とすべりの曲線　　(2)ヒンジ機構の負担曲げモーメント

図1.1.5　すべりダンパーに依存するヒンジの抵抗機構

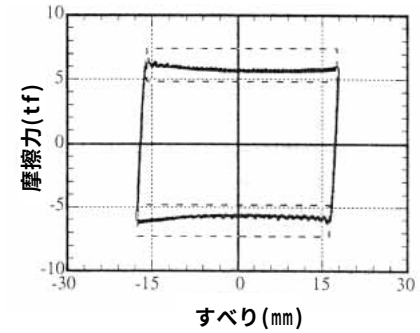
りダンパーの摩擦力すべり曲線が把握できれば，図1.1.5(2)の抵抗機構を仮定して，本ヒンジ機構の負担曲げモーメントを容易に算定できることとなる。しかし，図1.1.4に示すヒンジ機構を有するH形鋼梁に関する研究はほとんど行われておらず，先に述べたすべりダンパーの摩擦力に依存するヒンジ機構の応用の可能性は確認されていない。

さらに，このヒンジ機構の実現には，地震応答による繰り返し摺動時に安定した摩擦力を発揮し，摩擦力を定量的に評価できる簡便なすべりダンパーが必須となる。この点に関して，すべりダンパーにおいて鋼材同士を摺動させると焼付きが発生して安定した摩擦力が得られないこと[1.9)]が知られている。すべりダンパーの焼付きを防止し安定した摩擦力を得る方法として，木村らは鋼材間に潤滑シートを挿入する方法[1.10), 1.11)]を，高井らは鋼材摩擦面をタフトライド(窒化[注1])加工する方法[1.12)]をそれぞれ発表し，それらの研究

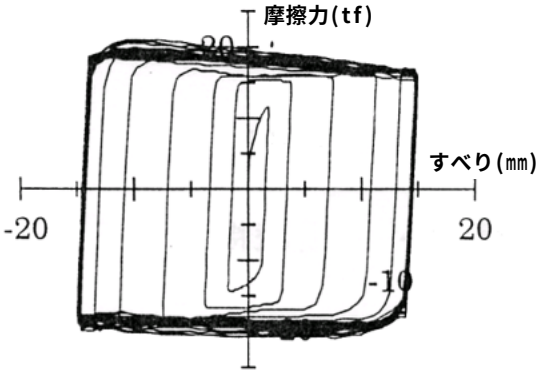
注1)窒化[1.13)]：鋼表面に窒素を浸透させることによって表面を硬化する方法。マルテンサイト化による硬化でないので，高温に加熱，急冷却する必要がなくひずみも少ない。表面硬さや疲労強度が向上する。



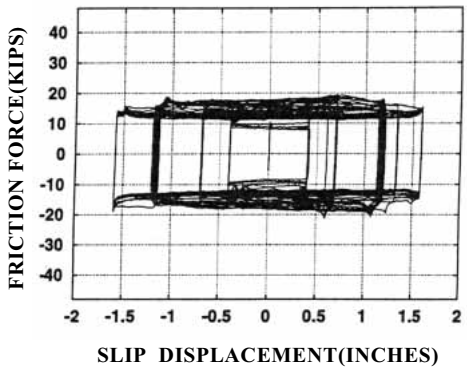
(1)木村らの実験結果：
ボルト張力160kN，すべり係数0.1
(文献1.10より引用)



(2)高井らの実験結果：
ボルト張力100kN，すべり係数約0.3
(文献1.12より引用)



(3)井上らの実験結果：
ボルト張力100kN，すべり係数0.9
(文献1.18より引用)



(4)Popovらの実験結果：
ボルト張力180kN，すべり係数0.5
(文献1.21より引用)

図1.1.6　既往のすべりダンパーの摩擦すべり挙動

の成果として図1.1.6(1),(2)に示すような安定した摩擦すべり挙動が得られたことを報告している。ただし，それらのすべりダンパーのすべり係数は在来の高力ボルト摩擦接合のすべり係数0.45に比較し劣るものであった。

また別の焼付き防止法として,鋼材間に非鉄金属を挿入し異種金属間の摩擦すべりに依存したすべりダンパーが提案されている。井上らは，その一連の研究[1.14)-1.20)]において，アルミを溶射した鋼板と鏡面加工した鋼板で構成されるすべりダンパー要素の実験研究を行い，図1.1.6(3)に示すような大きな摩擦力が得られたことを報告した。また，Grigorian,Popov[1.21)]は黄銅板を摩擦面未加工の鋼板で挟んだすべりダンパー要素の実験研究を行い，図1.1.6(4)に示すような比較的安定した大きな摩擦力が得られたことを報告している。

以上の既往の研究結果を踏まえ,筆者はより手軽な方法として,すべりダンパーにおい

て摩擦面未加工の鋼板の間にアルミニウム合金板もしくは銅合金板を摺動材として挟んだすべりダンパーを考案した。このようなすべりダンパーでは，繰り返し摺動時に摩擦力に大きな変動がなくかつ比較的大きな摩擦力が得られる可能性が予想される。加えて，このようなすべりダンパーを図1.1.4の①部に適用する場合は，梁フランジの摩擦面の加工が不要でアルミニウム合金板もしくは銅合金板を接着した添板で連結するだけでよい加工と施工の簡便さを有している。

しかしながら，既往の研究では，これらを摺動材としたすべりダンパーの初摺動摩擦力，最大摩擦力及び繰り返し摺動に伴い変化する摩擦力を定量的に評価する方法が明確に示されていない。加えて，摺動材として利用するアルミニウム合金板もしくは銅合金板の材質や強度が摩擦すべり挙動に与える影響も明らかではない。したがって，これらのすべりダンパーを図1.1.4の①部に利用するために必要な知見が得られていないのが現状である。

1.2節　研究目的

本研究では，図1.1.4の①部に利用可能なすべりダンパーの摺動材を選定，確認し，その繰り返し摺動時摩擦力の評価法を提案することを第一の目的としている。その方法として，3種類のアルミニウム合金板（純アルミ，Al-Mg系合金，Al-Cu系合金）及び3種類の銅合金板（純銅，黄銅，りん青銅）を摩擦面未加工の鋼板で挟んだすべりダンパー要素試験体を用意し，初期ボルト張力として120kN，180kNを導入した場合の摩擦すべり挙動を動的加力実験により調査する。さらに，これらの実験より得られた実験結果に基づいて，これらの摺動材を利用したすべりダンパーの繰り返し摺動時摩擦力を評価する計算式を提案する。

また本研究では，梁端下端フランジにすべりダンパーを設けたH形鋼梁の曲げせん断復元力特性を調査し，それがすべりダンパーの摩擦すべり挙動により制御できることの確認を第二の目的としている。その方法として，すべりダンパーを梁端下端フランジに設けたH形鋼片持ち梁試験体を用いて，すべりダンパーの負担摩擦力を種々変更した曲げせん断加力実験を実施する。その実験結果に基づいて，(1)梁の曲げせん断復元力特性，(2)すべりダンパーの負担摩擦力と初摺動せん断力，最大せん断力の関係，(3)梁端溶接部破断につながる梁端に発生する大きな塑性変形の抑制，(4)ボルト張力の変化，を調査し検討する。加えて，すべりダンパーをバネ要素によりモデル化した有限要素解析により計算したせん断力と部材角の関係と実験結果の比較を行い，すべりダンパーを設けたH形鋼梁の曲げせん断復元力特性の評価法として，上記の方法の妥当性を検討する。

最後に，すべりダンパーの摺動履歴特性に依存したヒンジ機構の初摺動曲げモーメント及び最大摩擦力曲げモーメントの評価法を提案することを第三の目的としている。その

方法として，すべりダンパーをバネ要素としてモデル化した有限要素解析を用いて，ヒンジ機構のスロット上部梁断面長さとすべりダンパーの負担摩擦力を解析パラメータとした数値解析実験を行い，スロット上部梁断面に生じる梁材軸方向垂直応力度分布を確認する。その解析結果に基づいて，すべりダンパーに依存するヒンジ機構の初摺動曲げモーメント及び最大摩擦力曲げモーメントの簡易な計算法を提案する。

1.3節　論文の構成

本論文は,「第1章　序論」から「第6章　結語」までの6章で構成されている。本節では各章の概要について示す。

第1章　序論

本章では,鋼構造剛接架構を構成するH形鋼梁の梁端近傍下端フランジに設置したすべりダンパーの摩擦すべり挙動に依存するヒンジ機構を考案するにいたる背景及びすべりダンパーに関する研究の現状の中での本研究の位置付けについて記述した。

研究目的として,本研究により明らかにする事項を示すとともに,本節において各章における研究方法とその成果の概要を示した。

第2章　アルミニウム合金板を摺動材としたすべりダンパーの摺動履歴特性

本章では，強度の異なる純アルミ板（引張強さ136MPa)，Al-Mg系合金板（引張強さ245MPa)，Al-Cu系合金板（引張強さ421MPa）を摺動材としたすべりダンパー要素試験体に初期ボルト張力として120kN,180kNを導入した動的加力実験を行った。実験結果から，Al-Cu系合金板（高強度アルミニウム）を摺動材としたすべりダンパーが最も安定した摩擦すべり挙動を発揮することが分かり，その摩擦力が初期ボルト張力に比例することを確認した。また，摺動材の引張強さが小さいほどすべり係数が大きくなるとともに，繰り返し摺動中のすべり係数の変化が大きくなる傾向が明らかとなった。

得られた実験結果に基づいて，Al-Cu系合金板（高強度アルミニウム）を摺動材としたすべりダンパーの繰り返し摺動時すべり係数と累積変位の関係を表す計算式(2.4.1)式を提案した。

第3章　銅合金板を摺動材としたすべりダンパーの摺動履歴特性

本章では，強度の異なる純銅板（引張強さ257MPa)，黄銅板（引張強さ391MPa)，りん青銅板（引張強さ544MPa）を摺動材としたすべりダンパー要素試験体に初期ボルト張力として120kN,180kNを導入した動的加力実験を行った。実験結果から，黄銅板を摺動材としたすべりダンパーが最も安定した摩擦すべり挙動を発揮することが分かり，その摩

擦力が必ずしも初期ボルト張力に比例しないことを確認した。また，摺動材の引張強さと初摺動すべり係数及び最大すべり係数には負の相関関係があることを確認した。

得られた実験結果に基づいて,黄銅板を摺動材としたすべりダンパーの初期ボルト張力120kN,180kNの場合の繰り返し摺動時すべり係数と累積変位の関係を表す計算式(3.4.1)式を提案した。

第4章　すべりダンパーを設置したH形鋼梁の曲げせん断復元力特性

本章では，第2章で安定した摩擦力が得られることを確認したAl-Cu系合金板（高強度アルミニウム）を摺動材としたすべりダンパーを梁端下端フランジに設けたH形鋼片持ち梁試験体の静的及び動的曲げせん断加力実験を実施した。すべりダンパーの初期ボルト張力として，梁端のフランジ降伏を許容しない120kN，150kNと梁端のフランジ降伏が生じる180kNをそれぞれ導入した。

実験結果より,(1)梁のせん断力はすべりダンパーへ導入する初期ボルト張力を調整することで制御可能であること,(2)初期ボルト張力を120kNとした場合には，梁端において大きな塑性変形の発生を抑制できること,(3)梁の初摺動せん断力及び最大摩擦力せん断力は簡便な(4.3.1)式により評価できる可能性を確認した。

さらに,すべりダンパーの繰り返し摺動時すべり係数と累積変位の関係式を用いそれをバネ要素にモデル化した有限要素解析により計算したせん断力と部材角の関係及びせん断力とすべりダンパー変位の関係が実験結果と概ね一致することを確認した。

第5章　すべりダンパーの摺動履歴特性に依存するヒンジ機構の曲げ耐力

本章では，Al-Cu系合金板（高強度アルミニウム）を摺動材としたすべりダンパーの摩擦すべり挙動に依存するヒンジ機構の初摺動曲げモーメント及び最大摩擦力曲げモーメントの簡易な計算法を提案した。計算法はすべりダンパーをバネ要素にモデル化した非線形有限要素解析を用いて，第4章で利用した試験体と同様の形状，寸法を有するH形鋼梁モデルに関して，スロット上部梁断面長さ（30㎜，70㎜，110㎜，150㎜）と初期ボルト張力（120kN，150kN）を解析条件とする数値実験を行い，スロット上部梁断面に生じる梁材軸方向垂直歪度及び梁材軸方向垂直応力度分布を確認した。得られたスロット上部梁断面の梁材軸方向垂直応力度分布に基づいて，初摺動曲げモーメント及び最大摩擦力曲げモーメントの計算式として,(5.4.1)式及び(5.4.3)式を提案した。

第6章　結語

本章では，最後に第2章から第5章で得られた知見を総括するとともに，本構法の応用実施に向けて残された課題と今後の研究計画について述べ結語とした。

参考文献（第１章)

1.1)例えば，関嘉男，寺岡勝，森田耕次，小林順一，岡田忠義：ノースリッジ地震による４階建鉄骨造建物の被害調査と検討(その1)建物被害の概要と補修,日本建築学会大会学術講演梗概集 ,C-1 分冊 ,pp.835,836,1996.9

1.2)例えば，寺岡勝，白戸俊行，森田耕次，岡田忠義，島貫広志：1995 年兵庫県南部地震による９階建鉄骨造建物の被害調査と検討（その1）建物の被害調査と補修，日本建築学会大会学術講演梗概集 ,C-1 分冊 ,pp.839,840,1996.9

1.3)Chen, S.J., Yeh, C.H. and Chu, J.M.:Ductile Steel Beam-To-Column Connections For Seismic Resistance,Journal of Structural Engineering,ASCE,122(11), pp.1292-1299,1996.11

1.4)Engelhardt, M.D., Winneberger, T, Zekany, A.J. and Potyraj, T.J.:The Dogbone Connection:Part 2 Selectively trimming a portion of a beam allows connection strength to exceed beam strength wihtout the need to develop a stronger connection,Modern Steel Construction,1996.8

1.5)Richard, R.M., Allen,C.J. and Partridge, J.E.:Proprietary Sloteed Beam Connection Designs,Modern Steel Construction,pp.28-33,1997.3

1.6)吉田智洋，大久保全陸，石崎誠，太田勤：H型鋼梁端下端フランジによるエネルギー消費機構に関する実験研究，日本建築学会大会学術講演梗概集 ,C-1 分冊 ,pp.609, 610,1998.9

1.7)吉田智洋:鉄骨造骨組の梁端下端フランジによるエネルギー消費機構に関する研究，九州芸術工科大学修士論文，1998.2

1.8)特許公開番号 2003-074117，鉄骨ラーメン構造物

1.9)例えば，石崎誠，大久保全陸，吉岡智和：高力ボルト摩擦すべり接合部の繰り返しすべり実験(その１)実験概要，日本建築学会大会学術講演梗概集 ,C-1 分冊 ,pp.711 ,712，1999.9

1.10)木村充，東端泰夫，井ノ上一博，中山信雄，高橋賢司，名波豊：ボルト式摩擦ダンパーの実験研究(その１．単体性能実験)，日本建築学会学術講演梗概集，B 分冊，pp.1051,1052，1992.8

1.11)木村充，他６名，ボルト式摩擦ダンパーの実験研究(その2)実用単体性能実験，日本建築学会学術講演梗概集 ,B 分冊，pp.577,578，1993.9

1.12)高井茂光，他２名，摩擦式制震ダンパーの実験的研究(その１　単体性能試験)，日本建築学会，B-2 分冊 ,pp.875，876，1996.9

1.13)矢島悦次郎，市川理衛，古沢浩一：若い技術者のための機械・金属材料－増補版－，丸善，1979.11

1.14)徳山純一郎, 小野聡子, 井上一郎：アルミ溶射摩擦ダンパーの静的履歴特性に関する研究(その1)研究目的及び実験概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集,B分冊, pp.587,588, 1993.9
1.15)小野聡子, 徳山純一郎, 井上一郎：アルミ溶射摩擦ダンパーの静的履歴特性に関する研究(その2)実験結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集,B分冊, pp.589,590, 1993.9
1.16)小野聡子, 徳山純一郎, 井上一郎：アルミ溶射摩擦ダンパーの静的履歴特性に関する研究(その2)実験結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集,B分冊, pp.589,590, 1993.9
1.17)小野聡子, 他3名：アルミ溶射摩擦ダンパーの静的および動的履歴特性に関する研究(その1)静的履歴特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集,B分冊, pp.757,758, 1994.9
1.18)中平和人, 他4名：アルミ溶射摩擦ダンパーの静的および動的履歴特性に関する研究(その2)動的履歴特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集,B分冊, pp.759,760, 1994.9
1.19)小野聡子, 他5名：アルミ溶射摩擦ダンパーの摩擦面の条件, 日本建築学会大会学術講演梗概集,C-1分冊, pp.767,768, 1996.9
1.20)中平和人, 井上一郎, 他4名：F10TM20・M24HTBを用いたアルミ溶射摩擦ダンパーの静的繰り返し載荷実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集,C-1分冊,pp.877,878, 1998.9
1.21)Grigorian, C.E. and Popov, E.P.：Energy Dissipation With Soltted Bolted Connetctions, UCB/EERC-94/02, 1994.2

第 2 章
アルミニウム合金板を摺動材とした
すべりダンパーの摺動履歴特性

2.1 節　はじめに ---------- 2-1
2.2 節　実験方法 ---------- 2-2
2.3 節　実験結果 ---------- 2-11
2.4 節　すべり係数の評価法 ---------- 2-26
2.5 節　まとめ ---------- 2-33
参考文献(第 2 章) ---------- 2-33

第2章　アルミニウム合金板を摺動材としたすべりダンパーの摺動履歴特性

2.1節　はじめに

本章では，3種類のアルミニウム合金板（純アルミニウム，Al-Mg系合金，Al-Cu系合金）を摺動材として，摩擦面未加工の鋼板で挟んだすべりダンパーの摩擦すべり挙動を把握するために，すべりダンパー要素試験体を用いた動的加力実験を行う。本実験では，すべりダンパーの摩擦力がボルト張力に比例することを確認するため，各摺動材毎に初期ボルト張力として120kNと180kNを導入した実験を実施する。これらの実験より得られた摩擦すべり挙動に基づいて，アルミニウム合金板を摺動材としたすべりダンパーが第1章の図1.1.4の①部へ適用できること検討した上で，その繰り返し摺動時摩擦力の評価法を示す。

なお，本章では，当該すべりダンパーの繰り返し摺動時摩擦力を，文献2.1で高力ボルト摩擦接合の摩擦力を計算する際に用いられるすべり係数μを利用し評価する。(2.1.1)式にすべり係数の計算式を示す。

$$F = m \cdot \mu \cdot N_i \qquad (2.1.1)$$

ここで，

F：摩擦力，m：摩擦面数，μ：すべり係数，N_i：初期ボルト張力

本章において，すべりダンパーの摩擦力の評価にすべり係数を利用する理由は，繰り返し摺動時すべり係数に初期ボルト張力を乗じて摩擦力を計算することで，繰り返し摺動時の摩擦係数及びボルト張力の変化をそれぞれ考慮する煩雑さを避けるためである。なお，繰り返し摺動時の摩擦係数及びボルト張力の変化を検討することは，アルミニウム合金と鋼材の高荷重下乾燥摩擦挙動に対しても，BowdenとTaborが提唱した摩擦の凝着説[注2)]を適用できるか否かを確認する有益な資料となりえる。しかしながら，これは本章

注2)摩擦の凝着説[2.2)]：金属の摩擦面において，塑性接触により凝着結合した真実接触部(見掛けの接触面積の数百分の１から数万分の１)のせん断と硬い金属表面が軟らかい金属表面にめり込んだ部分のほり起こしを摩擦力の原因とする説。この説では，摩擦の経験則(Amontons-Coulombの法則)の中の摩擦力が見掛けの接触面積に依存せず接触荷重に比例することを説明できる。加えて，摩擦によりなされる仕事は，真実接触部の塑性変形を通じて熱エネルギーとして保存されると解釈できる。

の研究目的を超えることになると判断して本章では割愛した。

本実験で使用したアルミニウム合金板は，JIS H4000 に定められた A1050P(純アルミニウム)，A5052P(Al-Mg 系合金)，A2017P(Al-Cu 系合金)であり，現在日本国内で多く流通し調達が容易な非鉄金属である。A1050P は熱，電気の伝導性に優れており箔，反射板，コンデンサー等に使用される。A5052P は耐食性が高く建築用材料，圧力容器，水圧管等に使用される。A2017P はジュラルミンと呼ばれ，熱処理による時効硬化によって強度を増した構造用アルミニウム合金である[2.3), 2.4)]。

また，当該すべりダンパーのように，異種金属が接触する場合には，電食(カルバニック腐食)[2.5)~2.7)]が発生することが問題点として知られている。アルミニウム合金と鋼を電解質溶液中に置き両者を導体で連結すると，フェルミエネルギー（金属原子中のエネルギー順位の最も高い電子が有するエネルギー)が大きいアルミニウム合金(Al の標準電極電位 -1.34V）からフェルミエネルギーが小さい鋼（Fe の標準電極電位 -0.43V)へ電子が移動する。その結果，アルミニウム合金は陽極（アノード）となりアルミニウムイオン(Al^{3+})が溶出し，その跡が侵食されたようになる現象を電食と呼んでいる。このため，アルミニウム合金板をすべりダンパーの摺動材として使用する際には電食を防止する対策が必要であると考えられる。そのような電食対策としては，(1)鋼をアルミニウムより卑な亜鉛でめっきしてアルミニウムイオンの放出を防ぐ，(2)鋼とアルミを乾燥雰囲気中に置くためにコーキング材等により防水被覆を施す等の処理が挙げられる。なお，本章では，上記の電食対策が，すべりダンパーの摩擦すべり挙動に及ぼす影響については扱っていない。

2.2 節　実験方法

2.2.1　試験体

図 2.2.1 に本実験で使用したすべりダンパー要素試験体の形状・寸法を示す。試験体は１本の高力六角ボルト（呼び径 M20，鋼種 F10T）により中央の母材を 2 枚の添板で挟む２面摩擦接合形式のすべりダンパー要素試験体とした。試験体の母材と添板の間には，摺動材として 2㎜厚さのアルミニウム合金板を挿入した。摺動材の形状は，中央に直径 22㎜のボルト孔を有する 100㎜角の正方形板である。なお，アルミニウム合金板の厚さは，既往の研究結果[1.21)]を参考にして，摩耗が発生しても十分摺動材が残存すると予想できる厚さとして，余裕を持って 2㎜厚に設定した。

母材及び添板はそれぞれ厚さ 16㎜，12㎜の軟鋼板（SS400，母材に使用した鋼材の降伏点 288MPa，引張強さ 400MPa）を用いた。なお，母材及び添板の板厚は，摩擦力として 500kN（すべり係数 1.4，初期ボルト張力 180kN に相当）が発揮される場合に，鋼材に降伏が生じないように設定した。これらの母材と添板の間の締め付けには呼び径 M20 の高

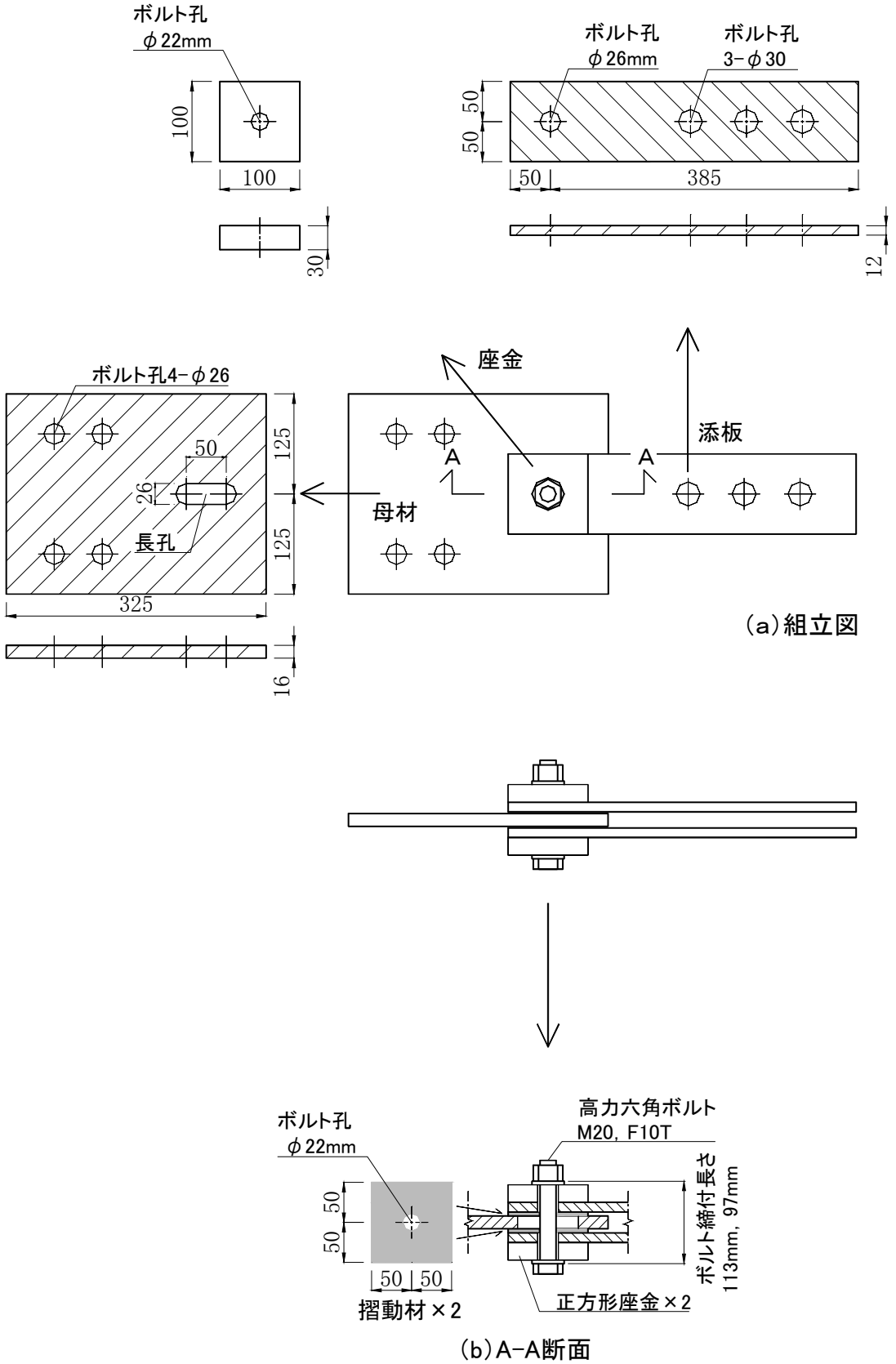

ボルト孔
φ22mm
100
100
30
ボルト孔
φ26mm
ボルト孔
3−φ30
50
50
50
385
12
ボルト孔4−φ26
50
26
長孔
125
125
325
16
座金
A
A
母材
添板
(a)組立図
ボルト孔
φ22mm
高力六角ボルト
M20, F10T
50
50
50
50
摺動材×2
正方形座金×2
ボルト締付長さ
113mm, 97mm
(b)A−A断面

図 2.2.1　試験体形状

(1)母材の固定

(2)アルミニウム合金板の貼付

(3)添板の取付け

(4)高力ボルトによる締付け

(5)摺動材の挿入状況

写真 2.2.1　すべりダンパー要素試験体の組み立て状況

力六角ボルトを使用した。母材にはボルト孔として，摺動時に締め付けボルトと母材孔縁との接触を避けるために直径 26㎜ ×長さ 50㎜ の長孔を設けた。添板には直径 26㎜ のボルト孔を設けた。また，繰り返し摺動に伴う摩擦面の磨耗による板厚の減少によって生じるボルト張力の低下[2.8)-2.10)]を緩和する措置として，ボルト締め付け長さを通常より大きくしボルト軸剛性を小さくした。上記の措置のため，添板外側に厚さ 30㎜ の正方形

座金を付加し，ボルト締め付け長さを 113㎜ に設定した。

最後に，写真2.2.1にすべりダンパー要素試験体の組み立て過程及びアルミニウム合金板の挿入状況を示す。

2.2.2　実験条件

本実験では，実験条件として挿入したアルミニウム合金板の材質を 3 種類（A1050P・純アルミニウム・低強度，Al-Mg 系合金・A5052P・中強度，Al-Cu 系合金・A2017P・高強度）及び初期ボルト張力 2 種類（120kN，180kN，左の値は，高力六角ボルト，鋼類 F10T，呼び径 M16，M20 の標準ボルト張力に相当する）を設定した。表 2.2.1 に試験グループの実験条件の一覧及びそれぞれの摺動材の材料強度を示す。

なお，表 2.2.1 に示す試験グループ名の記号については，最初の 2 文字 A1，A5，A2 は，摺動材の材質に対応する略記号を示し，ハイフンでつなげられた次の 2 文字 12，18 は初

表 2.2.1　試験グループの実験条件

試験グループ名	試験体数	摺動材			ボルト軸力 (kN)	ボルト締付長さ (mm)	加振波名
		記号（＊）	0.2%耐力 (MPa)	引張強さ (MPa)			
A1-12	各3体	A1050P	121	136	120	113	W1
A1-18					180		
A5-12		A5052P	185	245	120		
A5-18					180		
A2-12		A2017P	335	421	120		
A2-18					180		
A2-18-97						97	W2

＊：JIS H 4000 に定められた規格品

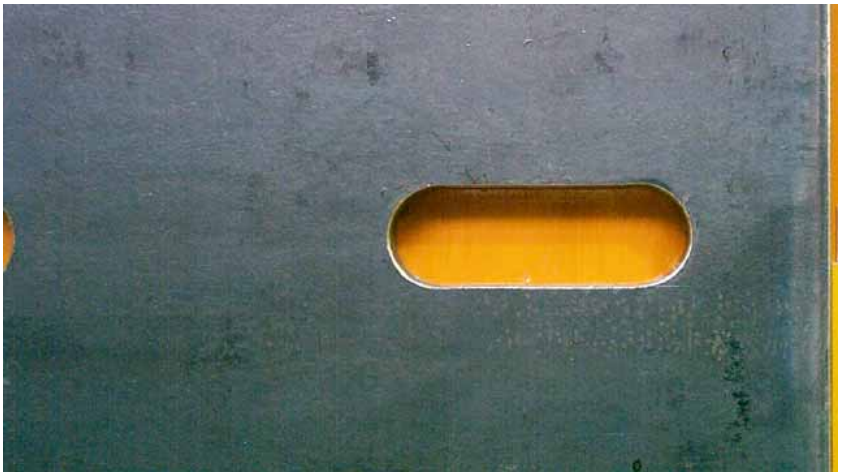
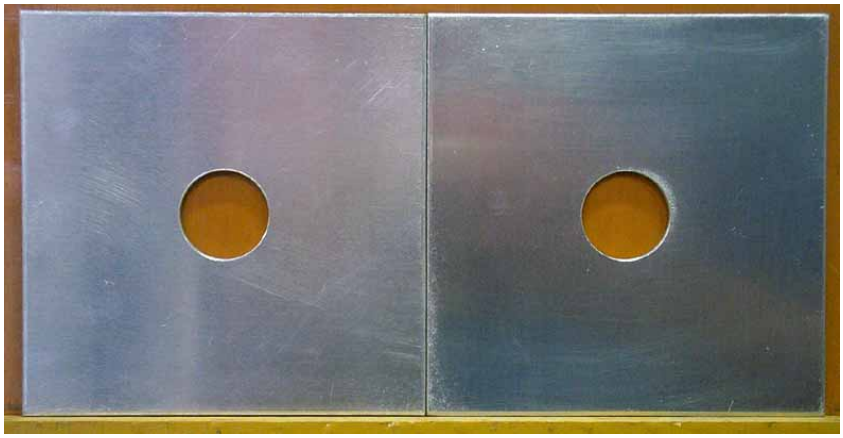
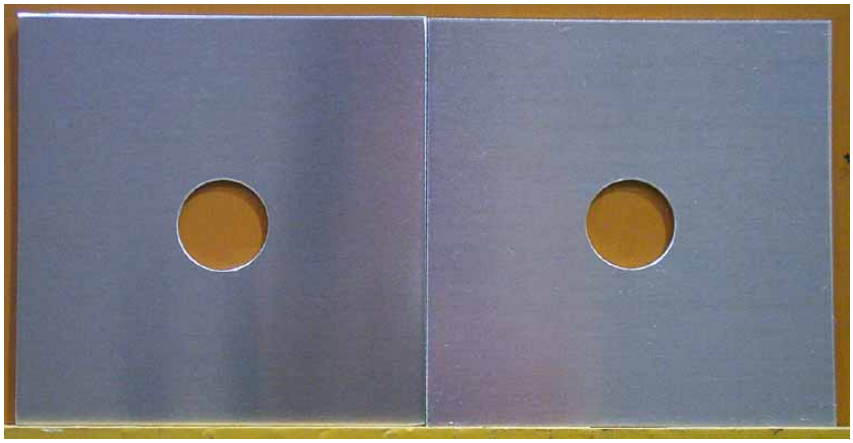


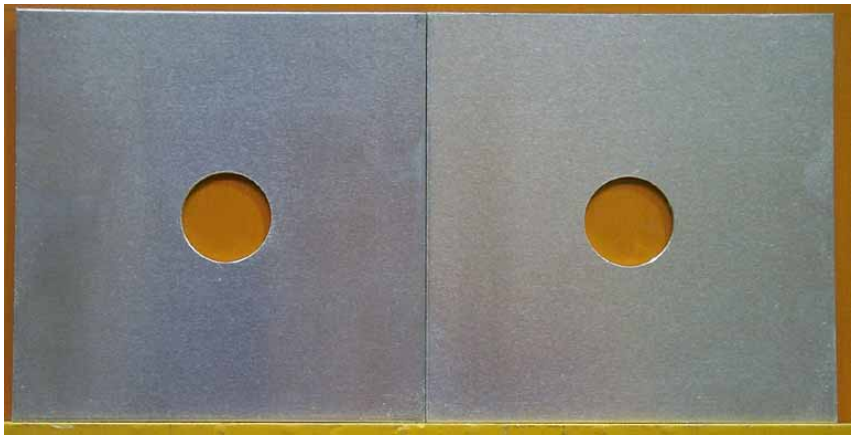
写真 2.2.2　母材の摩擦面の代表例



(1)純アルミニウム(A1050P，低強度)



(2)Al-Mg 系合金(A5052P，中強度)



(3)Al-Cu 系合金(A2017P，高強度)

写真 2.2.3　摺動材の摩擦面の代表例

期ボルト張力120kN，180kNに対応する略記号である。なお，ボルト締め付け長さが97mmの場合には，最後に97の２文字を付した。

写真2.2.2に実験前に撮影した母材の摩擦面の代表例を，写真2.2.3にすべりダンパー要素試験体１体に使用する１組の摺動材の摩擦面の代表例を示す。写真に示すように母材と摺動材の接触面は表面加工を施さない黒皮面と圧延面（素面）とした。一方，添板と摺動材の接触面には両面とも最大高さが50μm以上となるように，ショットブラスト処理を施し高摩擦化を図り，摺動が母材と摺動材の間に限定されるように計画した。

A2-18グループに関しては，付加する座金の厚さを22mmとしボルト締め付け長さを97mmに短縮したA2-18-97グループを設けて，ボルト締め付け長さ及び摩擦面においてボルト張力を支持する面積（実際の見掛けの接触面積）の違いが摩擦すべり挙動に与える影響を確認した。ここで，ボルトを一様断面としその断面積を314mm^2，ヤング係数を2.00×10^5N/mm^{2}とした場合のボルト軸方向剛性は，ボルト締め付け長さが113mm，97mmにおいて556kN/mm，647kN/mmと計算できる。すなわち，ボルト締め付け長さが113mm，97mmの試験体では，初期ボルト張力180kNが全て失われるためには，摺動材厚さが0.323mm，0.278mmだけ減少する必要があるということになる。

また，各試験グループにおいて，同一実験条件下で3体の試験体を用意しサンプルの収集を行った。本章では，同一実験条件下の繰り返し摺動時すべり係数の分布を正規分布と仮定し，得られたサンプルからその母数（平均，標準偏差）を推定する。

2.2.3　加振方法

加振は，地震時にすべりダンパーに発生するすべりを模擬する目的で，すべりダンパー要素試験体の添板を反力ブロックに固定した状態で，母材を500kN動的サーボアクチュエータの先端に取り付け，アクチュエータにより母材に対して正負繰り返しの強制変位を与えることにより，試験体に摺動を発生させた。図2.2.2及び写真2.2.4に加振装置を示す。

与えた加振波は正弦波とし，加振波W1では最大振幅を10，20，40，20，10mmと順次変化させ，同振幅で各々９サイクル繰り返し計45サイクルの加振を行った。一方，加振波W2では最大振幅を10，20，40，20mmと順次変化させ，同振幅で各々３サイクル繰り返し計12サイクルの加振を行った。アクチュエータにより母材に与えた強制変位の時刻歴波形を図2.2.3に示す。両加振波では各サイクルの平均すべり速度を16mm/secに設定しており，振幅10，20，40mmにおける振動数は0.8，0.4，0.2Hzと順次変化する。なお，加振波W2はA2-18-97グループの加振に利用し，その他の試験グループには加振波W1を用いた。

また，加振波W1，W2の累積変位はそれぞれ1800mmと540mmであり，第１章の図1.1.4に①部に適用するすべりダンパーに地震時に発生が予想される累積変位に比較して過大

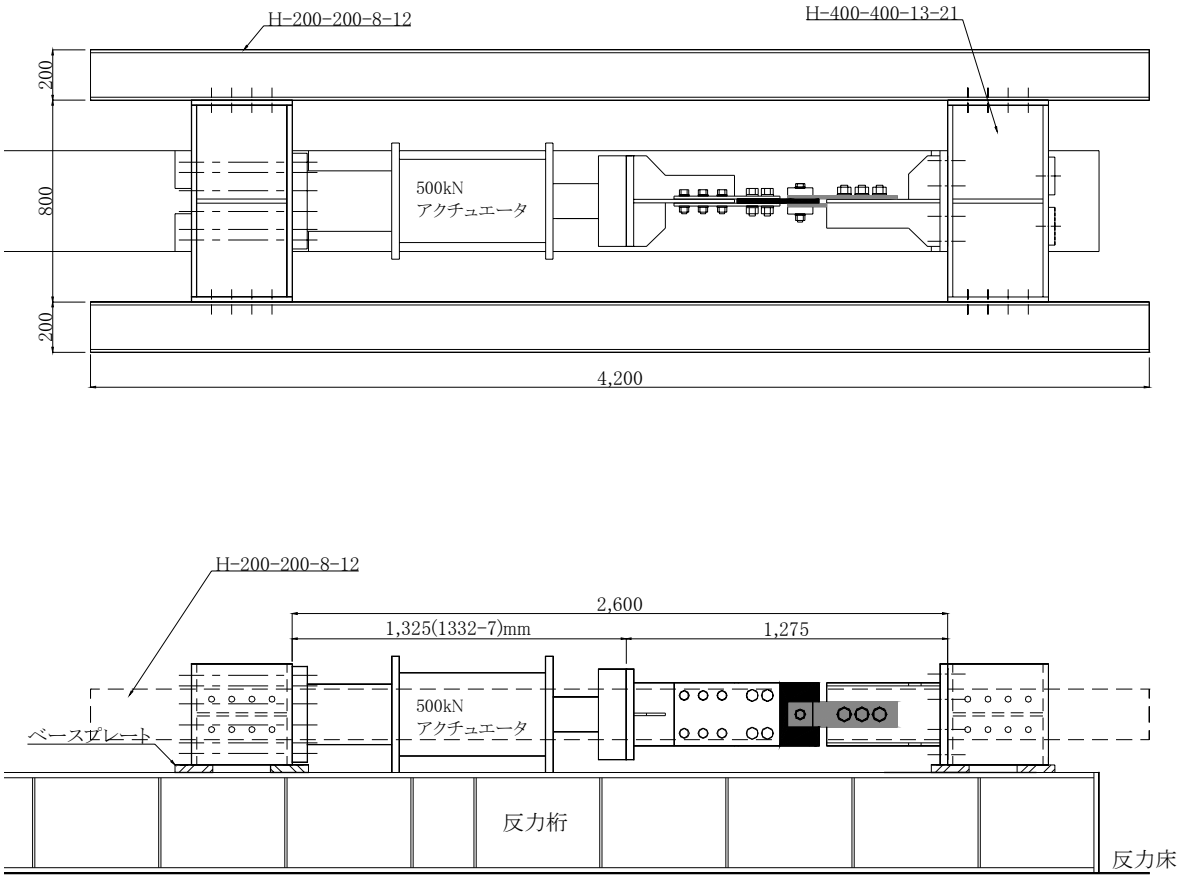
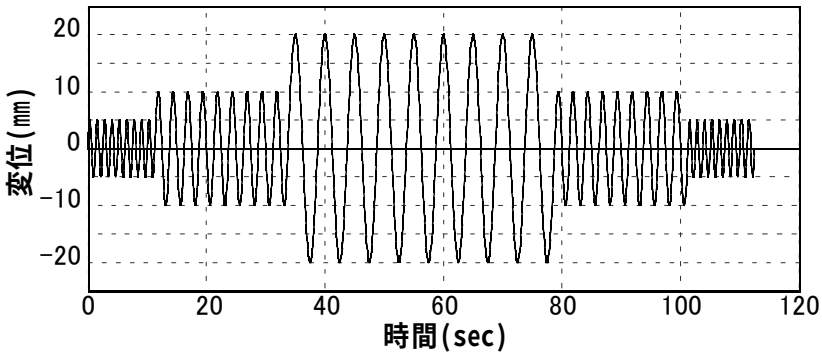
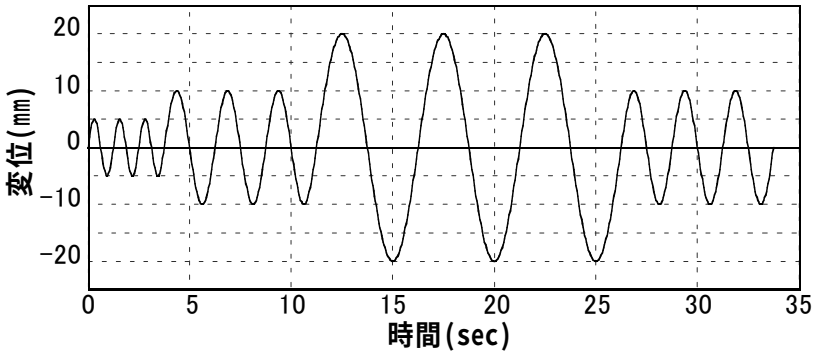


図 2.2.2　加力装置

写真 2.2.4　加力装置



(1)加振波W1



(2)加振波W2

図2.2.3　加振波

に設定している。これは，当該すべりダンパーが，建築物に入力される地震エネルギーを消費するための履歴型ダンパーとして使用されることを想定した場合の累積変位にある程度余裕を持たせて対応させたためである。この累積変位は，清水，徳山，井上らの行った次の研究結果[2.11, 2.12]を参考にして定めた。清水らは，履歴型ダンパーを想定したbi-Linear型のせん断復元力特性とそれを設置する構造物を想定したTri-Linear型のせん断復元力特性を重ね合わせたせん断復元力特性を有するSDOF(Single Degree of Freedom)モデルに対して，50kineレベルの地震動を入力した場合に，履歴型ダンパーに発生する累積変位を求めている。その結果によると，履歴型ダンパーと構造物を組み合わせた系全体が負担可能な最大せん断力に対して，履歴型ダンパーの第1折点のせん断力の大きさを5%，10%に設定すると，履歴型ダンパーに発生する累積変位は600mm，400mmとなることを報告している。そこで，上記の値に対してある程度余裕を持たせて，加振波W1，W2の累積変位を設定した。

2.2.4　計測方法

実験では，加振による強制変位に伴い生じる荷重，母材と添板との間の相対変位及びボルト張力をそれぞれ計測した。強制変位に伴い生じる荷重はアクチュエータに取り付けたロードセルにより計測し，相対変位は試験体に取り付けた 2 つの変位計により計測した。図 2.2.4 及び写真 2.2.5 に試験体に取り付けた変位計を示す。

ボルト張力は，高力ボルトの軸断面の中心にボルト頭部より深さ 50㎜ の位置に埋め込み接着した歪ゲージ（ボルトゲージ）により計測した歪の測定値から換算して求めた。ボルトゲージによる歪の測定値からボルト張力への換算する方法は，実験前に実施したボルトゲージを埋め込んだ高力ボルトの引張試験により得られた，図 2.2.5 に示すボルト張力とボルトゲージにより計測した歪の関係に基づいて行った。

各計測値は，動ひずみ計測器により，一旦電圧に変換した後に，A/D 変換ボードを介してパーソナルコンピュータ上に記憶させた。計測値のサンプリングは 3 ミリ秒毎に 1 回

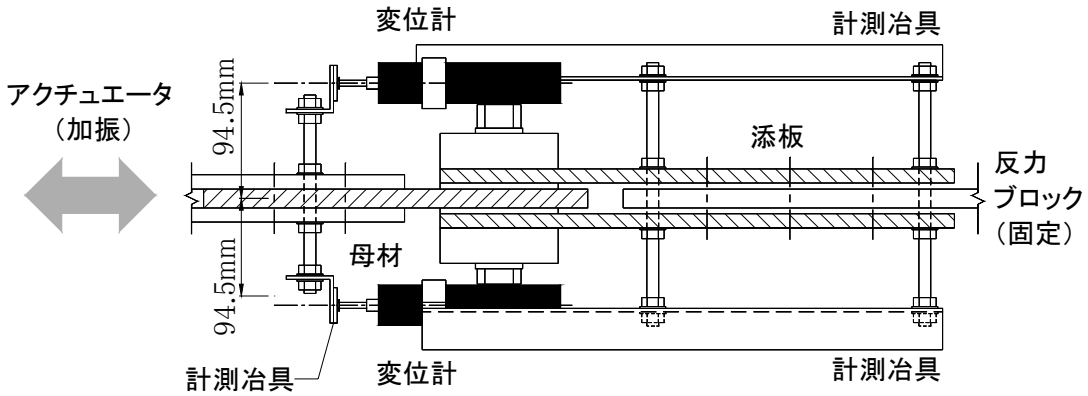


図 2.2.4　変位計

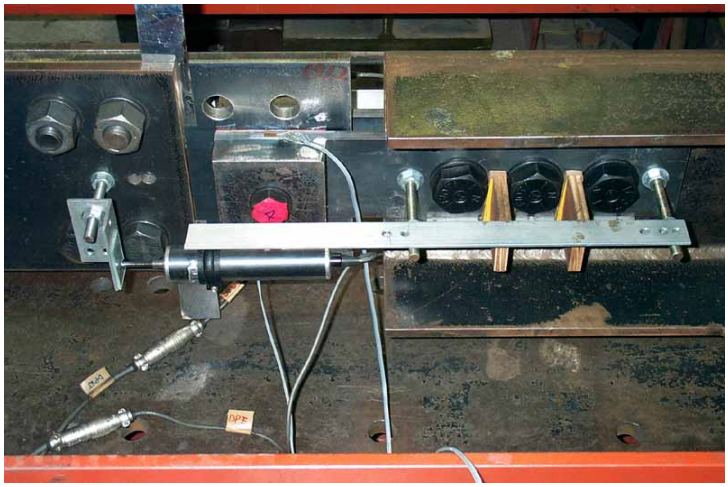


写真 2.2.5　変位計

の間隔で行った。

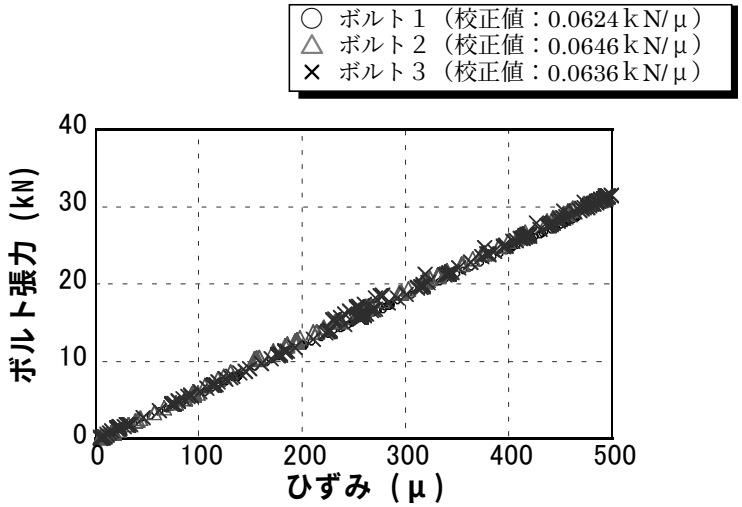


図 2.2.5　ボルト張力とボルトゲージにより計測した歪の関係

2.3 節　実験結果

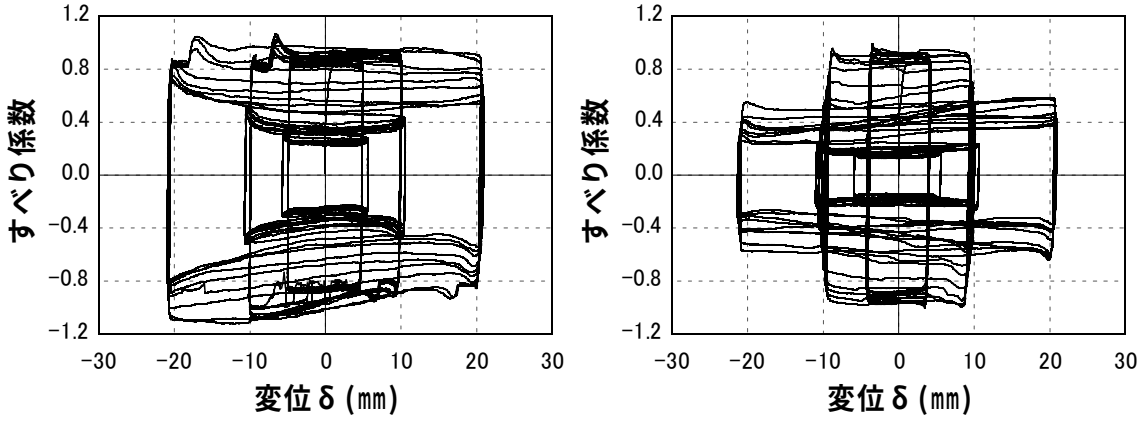
2.3.1　すべり係数と変位の関係

A1-12，A1-18 グループ（摺動材：純アルミニウム，A1050P），A5-12，A5-18 グループ（摺動材：Al-Mg 系合金，A5052P）及び A2-12，A2-18 グループ（摺動材：Al-Cu 系合金，A2017P）の試験体より得られた実験結果として，すべり係数と変位の関係を図 2.3.1 に示す。図中に示したすべり係数は母材の強制変位に伴い発生した荷重を初期ボルト張力と摩擦面数（2）で除した値を表したものである。図中の変位は図 2.2.4 に示した 2 つの変位計で計測した母材と添板の間の相対変位の平均値を示している。

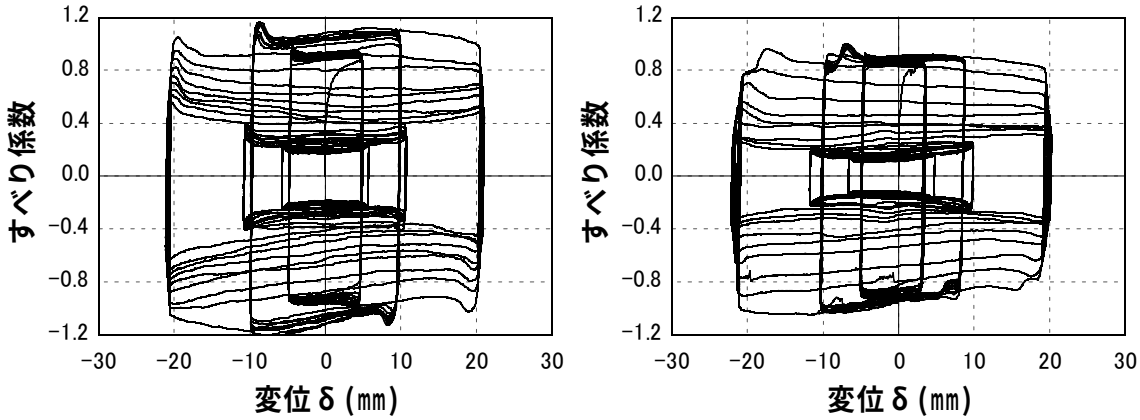
図 2.3.1 に示す各摺動材のすべり係数と変位の関係についてその概要を述べる。A1 グループでは，初摺動開始直後から摺動に伴いすべり係数が大きく増加し，すべり係数は 0.80～1.20 程度に達した。ただし，いずれの試験体においても，繰り返し摺動途中にボルト張力の低下に起因するすべり係数の減少が発生し，実験終了時のすべり係数は 0.13～0.23 と極めて小さい値となった。

A5 グループでは，初摺動開始直後から摺動に伴いすべり係数が大きく増加し，一端すべり係数が 0.610～0.699 に達する。その後繰り返し摺動に伴いすべり係数は減少し，すべり係数は 0.45 前後に漸近する。

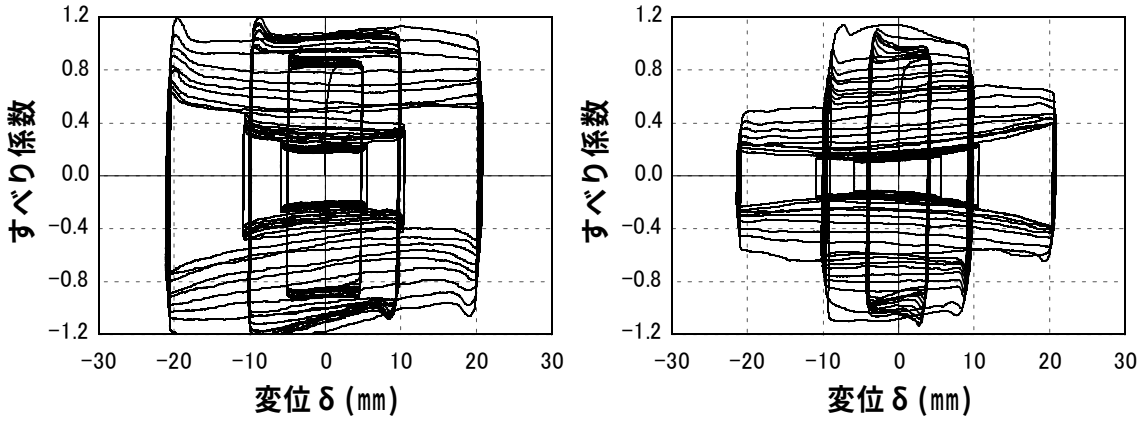
A2 グループでは，A5 グループと同様の繰り返し摺動時すべり係数の変化性状を見せた。ただし，その変化量は他２つのアルミニウム合金板に比較して小さく，すべり係数 0.40



(a-1)A1-12-1　　(b-1)A1-18-1



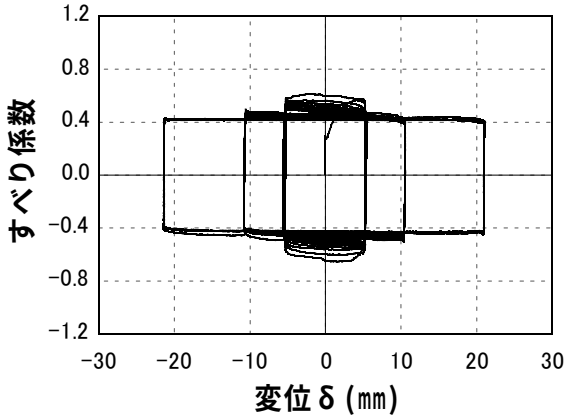
(a-2)A1-12-2　　(b-2)A1-18-2



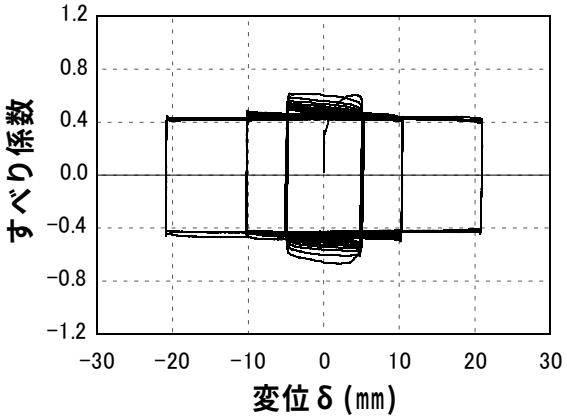
(a-3)A1-12-3　　(b-3)A1-18-3

(a)初期ボルト張力 120kN　　(b)初期ボルト張力 180kN

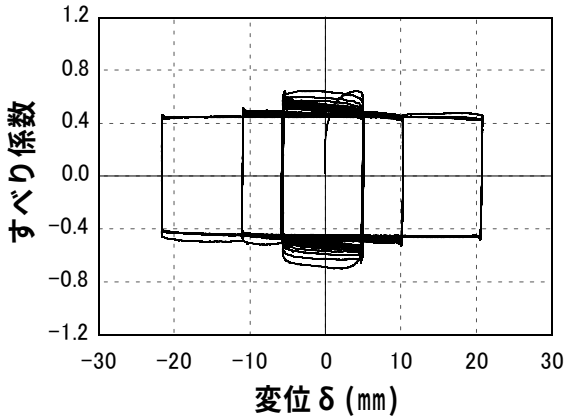
図 2.3.1(1)　すべり係数と変位の関係(A1 グループ)



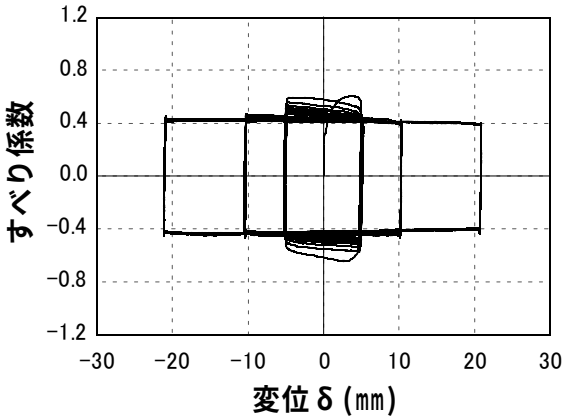
(a-1)A5-12-1



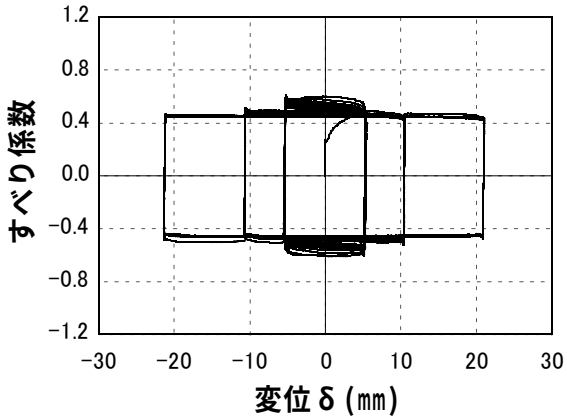
(b-1)A5-18-1



(a-2)A5-12-2

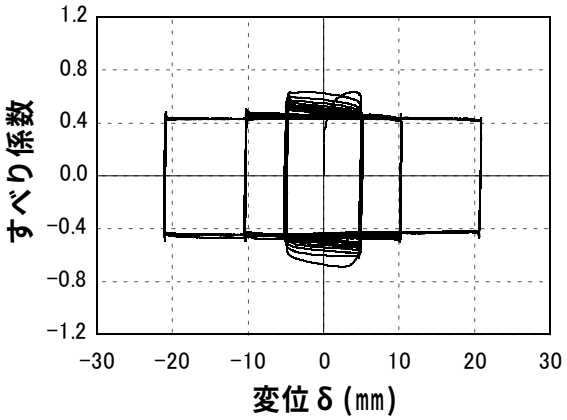


(b-2)A5-18-2



(a-3)A5-12-3

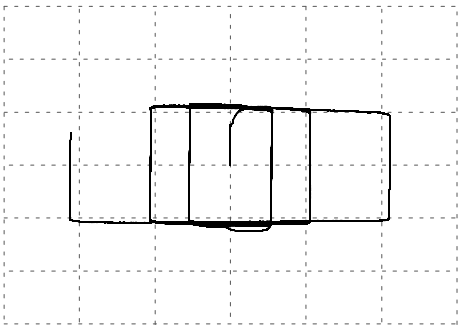
(a)初期ボルト張力 120kN



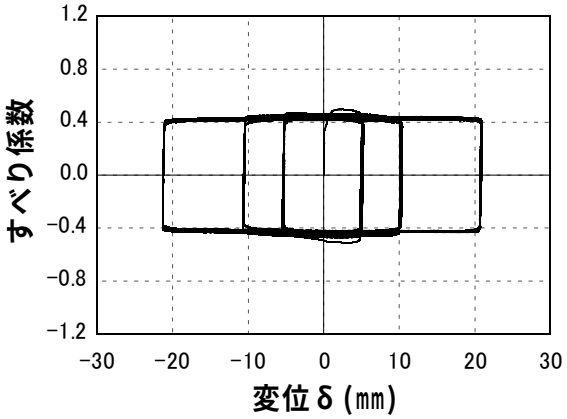
(b-3)A5-18-3

(b)初期ボルト張力 180kN

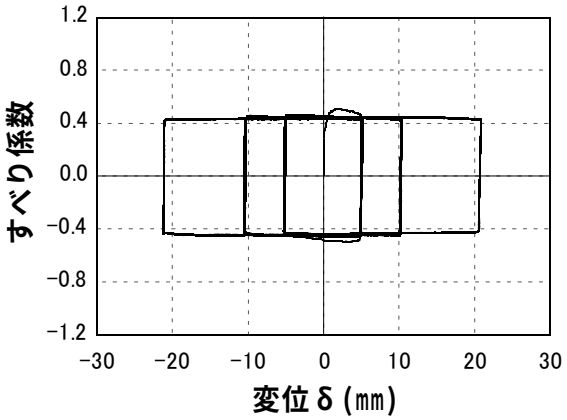
図 2.3.1(2)　すべり係数と変位の関係(A5 グループ)



(a-1)A2-12-1

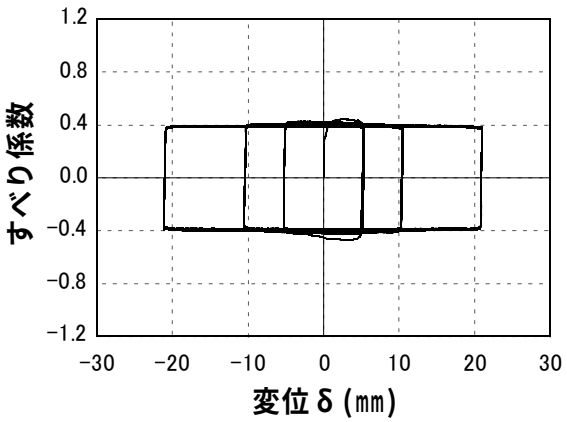


(b-1)A2-18-1



(a-2)A2-12-2

(b-2)A2-18-2



(a-3)A2-12-3

(b-3)A2-18-3

(a)初期ボルト張力 120kN

(b)初期ボルト張力 180kN

図 2.3.1(3)　すべり係数と変位の関係(A2 グループ)

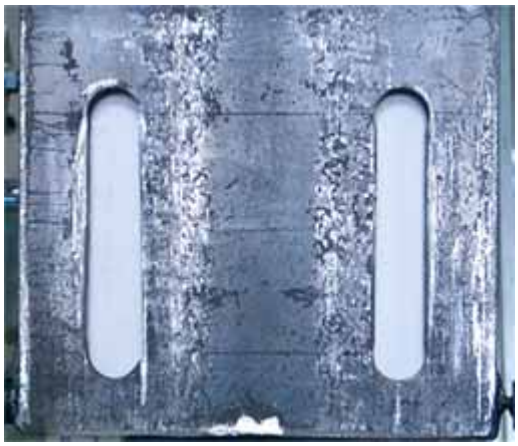


写真 4.3.2　実験終了後のフランジ摺動面

写真 4.3.1 に示すように，部材角 R=±1/50rad 変形時において，図 4.3.2 で示されるごとくすべりダンパーに 8㎜ 強のすべり変位が発生するため，それに伴うスロットの開閉が目視により確認できた。また，実験終了後のフランジ摺動面には，黒皮の剥がれやアルミニウムの付着が一部に認められたが，その損傷は比較的軽微であった。

以上の実験結果をまとめると，曲げ降伏時せん断力 Q_y の計算値に対する最大摩擦力せん断力 Q_{fmax} の計算値の比率を 0.74 に計画した BT12S では，その Q-R 関係は梁下端フランジに設置したすべりダンパーの負担摩擦力とすべり変位により制御され，梁端に若干の塑性変形は発生するものの，大きな塑性変形の集中発生に関しては抑制できたことが分かる。

4.3.2　動的加力 testrun の曲げせん断復元力特性

動的加力を実施した BT12D,BT15D，BT18D の実験結果として，図 4.3.4 にせん断力 Q と部材角 R の関係を，図 4.3.5 にせん断力 Q とすべりダンパーのすべり変位 SLIP の関係を示す。なお，4.3.1 と同様に，図 4.3.4 及び図 4.3.5 では，最上段に全サイクルの実験結果を，その下段に部材角 R=±1/400rad サイクル，±1/200rad サイクル，±1/100rad の 1回目のサイクル及び±1/50rad の 1回目のサイクルの実験結果を抽出したグラフをそれぞれ示す。図 4.3.4 及び図 4.3.5 中の点線，実線及び破線は，4.3.1 と同様に，表 4.2.2 に示した初摺動せん断力 Q_{fs}，最大摩擦力せん断力 Q_{max}，梁端の曲げ降伏時せん断力 Q_y の計算値をそれぞれ示している。

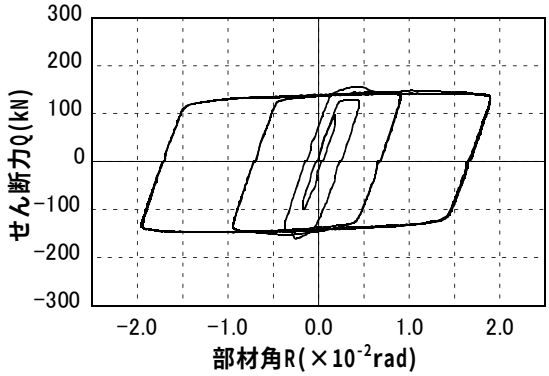
最初に，各動的加力 testrun から得られた Q-R 関係及び Q-SLIP 関係の概要を述べる。

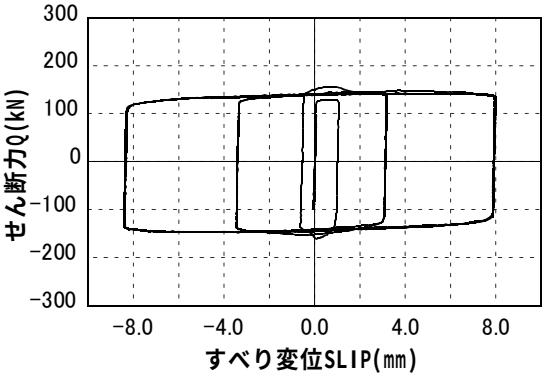
BT12D では，部材角 R=±1/400rad サイクル加力途中の○印で示した $R=0.161\times10^{-2}$rad ですべりダンパーに初摺動が発生した。なお，本実験で得られた Q-SLIP 関係は，変位計計測区間の関係上，すべりがない段階でも添板の弾性変形によって，加力の初期段階より一定の勾配を有している。そのため初摺動点は，図 4.3.5 に示す Q-SLIP 関係上の計測

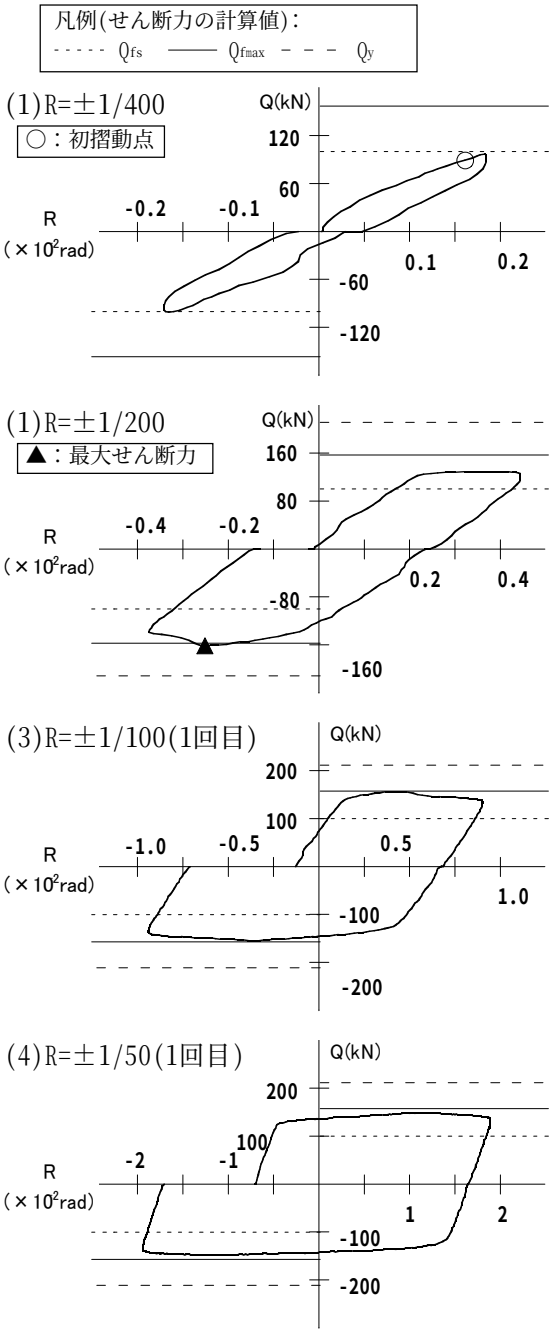
値において，2つ以上のすべり計測値が単調に増加し，Q-SLIP関係の割線剛性が継続的に減少しはじめる最初の点（図4.3.5中に○印で示す点）と定義し，それに対応する計測点を図4.3.4中にプロットしたものである。初摺動点におけるせん断力は89.3kNであり，これを初摺動せん断力の実験値${}_eQ_{fs}$と見なすこととする。なお，図4.3.5(a)(1)に見られるように，すべり変位が極めて小さい範囲では正確なすべり変位の計測値が得られておらず，初摺動点の判定は必ずしも正確ではないことを指摘しておく。この計測の不正確さは,動的ひずみ計測器から出力された電圧をA/D変換ボードを介してデジタルデータとして記録する際の計測機器の性能(長い計測間隔，粗い離散化性能)及び電気的ノイズの混入により生じたものと考えている。また，当該サイクルのQ-R関係上で○印で示す初摺動点に達する以前に剛性の低下が認められる。これは，BD12Sと同様に，梁端にわずかに発生する塑性変形に起因していると予想されるが，本testrunではその原因は特定出来なかった。続く，部材角R=±1/200radサイクルにおいても，すべりダンパーに摺動が確認され，すべり変位SLIPの増加とともに負担せん断力Qが増加し，▲印で示す部材角$R=-0.252\times10^{-2}$radのにおいて最大せん断力${}_eQ_{max}$(-161kN)に達した。最大せん断力以降のサイクルにおいても，すべりダンパーに摺動が発生し，やや負担せん断力は低下したものの，概ね完全弾塑性型に近いQ-R関係を発揮した。

BT15Dでは，部材角R=±1/400radサイクルでは，すべりダンパーの摺動は発生しておらず，図4.3.4(a)(1)に見られるQ-R曲線上の剛性低下及びヒステリシス発生の原因は，BD12Sと同様に，わずかに発生する梁端の塑性変形に起因したものと推測される。その後，部材角R=±1/200radサイクル加力途中の○印で示した$R=0.241\times10^{-2}$radにおいてすべりダンパーに摺動が発生し，初摺動せん断力${}_eQ_{fs}$は131kNであった。その後，部材角R=±1/100radの1回目のサイクルにおいても，すべりダンパーに摺動が発生し，Q-R関係上に明確な剛性低下が見られた。当該サイクルの負加力時において，部材角Rの増加とともに負担せん断力Qがわずかに増加し，▲印で示す部材角$R=-0.258\times10^{-2}$radにおいて最大せん断力${}_eQ_{max}$(-198kN)に達した。最大せん断力以降のサイクルでは，やや負担せん断力は低下したものの，概ね完全弾塑性型に近いQ-R関係を発揮した。

BT18Dでは，部材角R=±1/400radサイクル加力途中の○印で示した$R=0.151\times10^{-2}$radですべりダンパーに初摺動が発生した。なお，その初摺動せん断力${}_eQ_{fs}$は95.1kNとなっており,(4.2.1)式による計算値を大きく下回る値であった。続く，部材角R=±1/200radサイクルにおいても，すべりダンパーに摺動が発生し，それに伴いQ-R関係上の剛性は低下するものの，部材角Rの増加とともに負担せん断力Qは増加した。部材角R=±1/100radサイクルでは，前サイクルと同様の性状を示しつつ，▲印で示す部材角$R=-0.346\times10^{-2}$radのにおいて最大せん断力${}_eQ_{max}$(-219kN)に達した。なお，当該サイクル負加力時に発揮されたせん断力Qは一部で梁端の曲げ降伏時せん断力Q_yの計算値を超過したが,その場合でもすべりダンパーにおいて摺動は発生した。最大せん断力以降のサイクルでは，







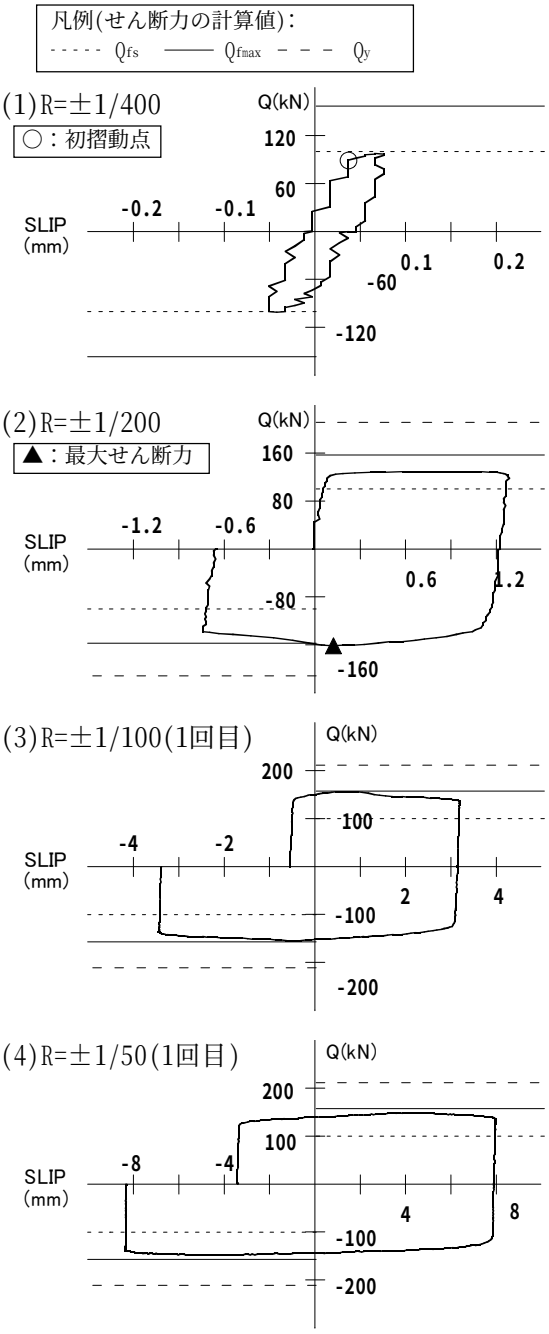
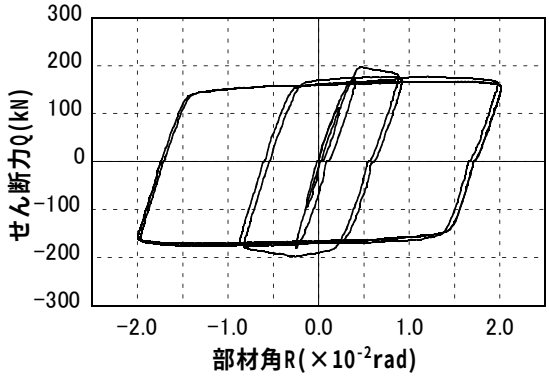
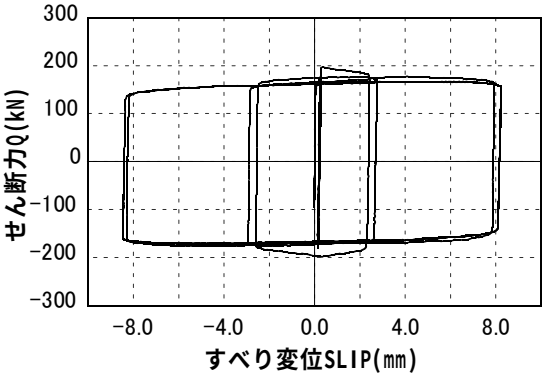
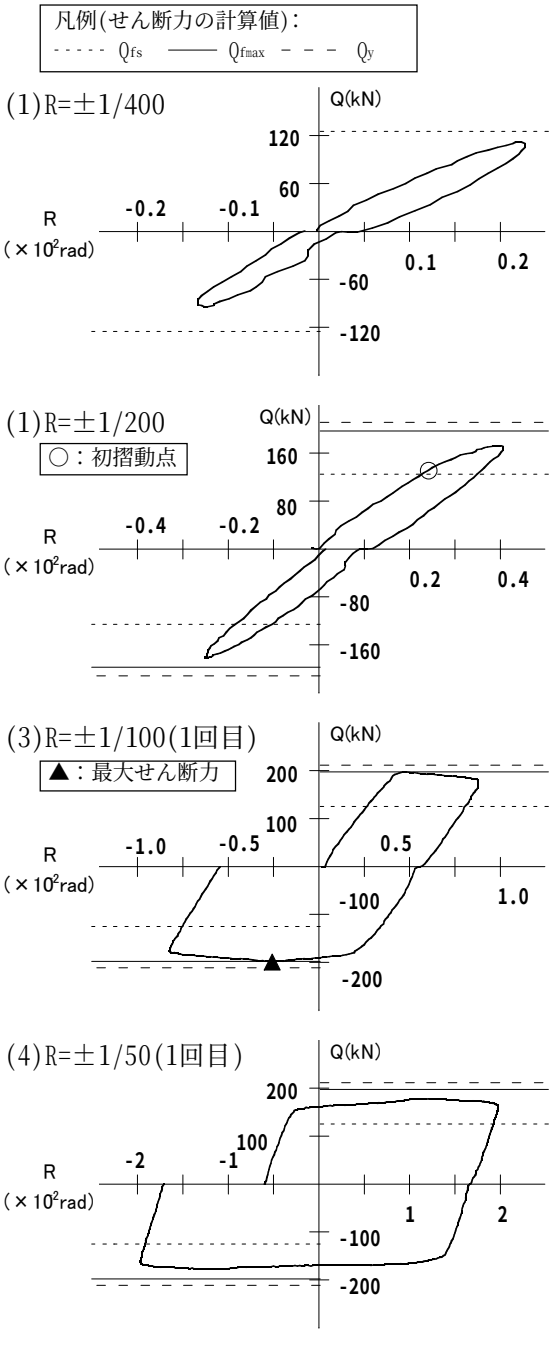


図4.3.4(a)　Q-R曲線(BT12D)

図4.3.5(a)　Q-SLIP曲線(BT12D)







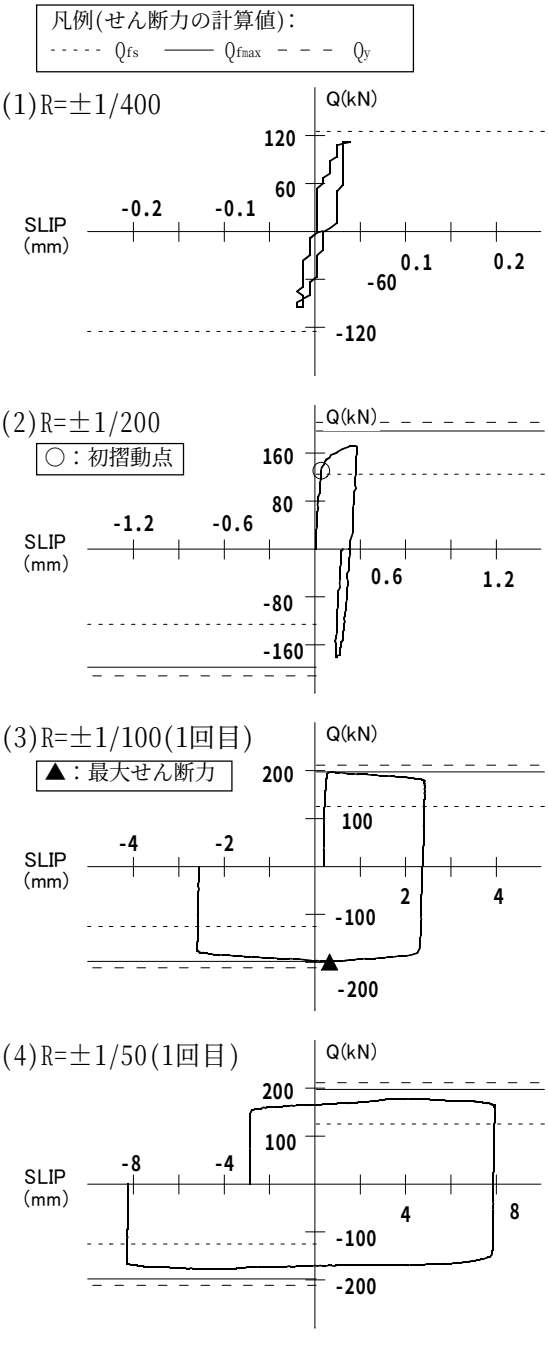
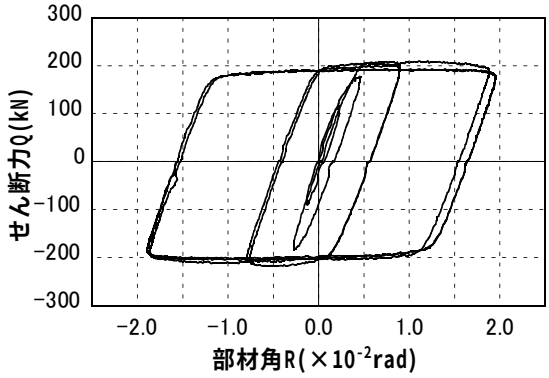
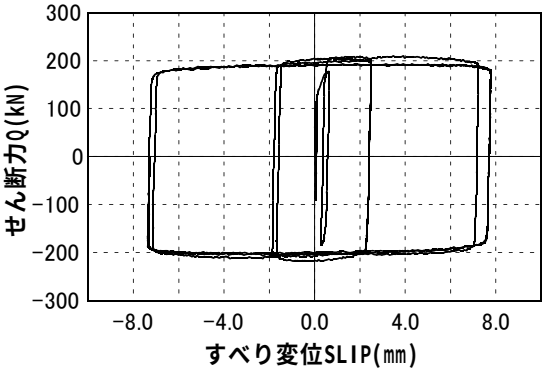
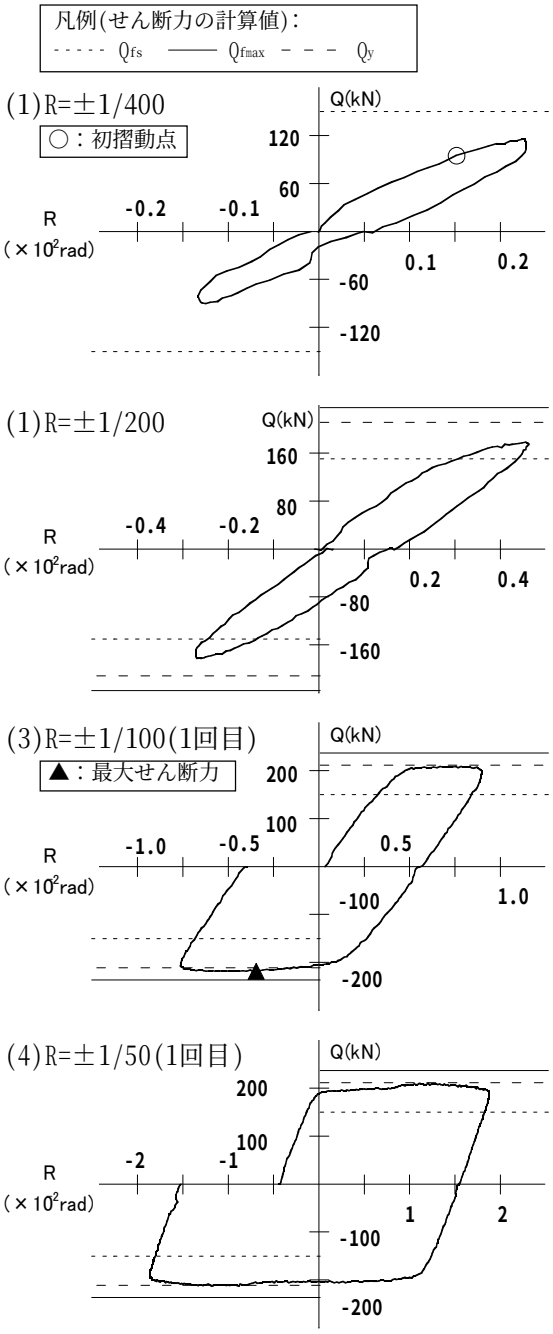


図4.3.4(b)　Q-R曲線(BT15D)

図4.3.5(b)　Q-SLIP曲線(BT15D)







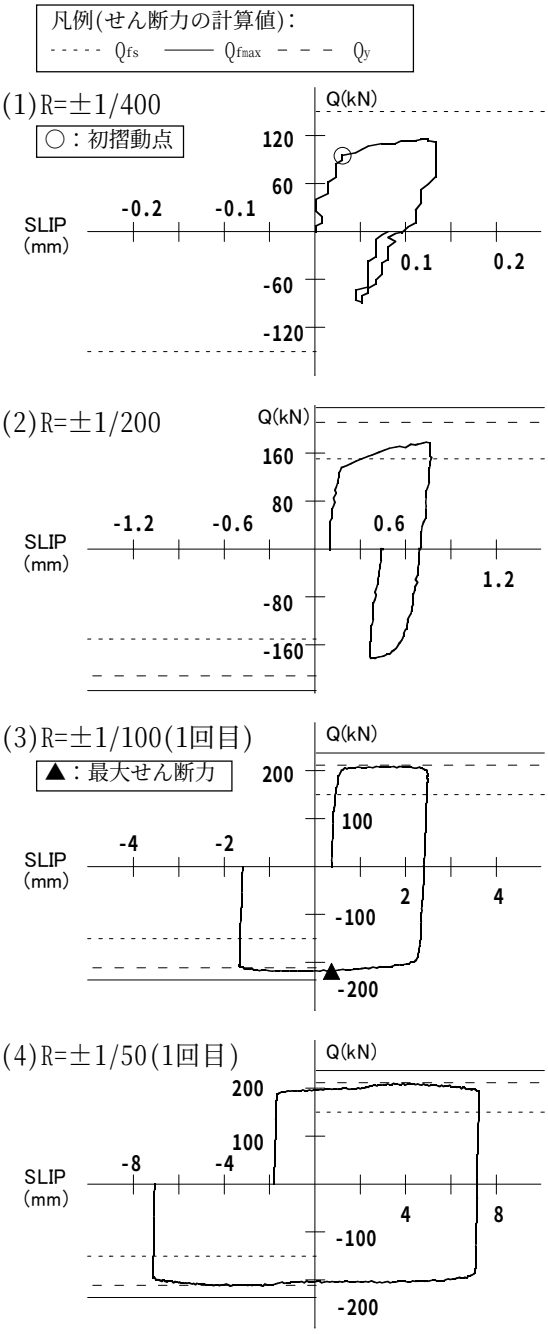


図4.3.4(c)　Q-R曲線(BT18D)

図4.3.5(c)　Q-SLIP曲線(BT18D)

やや負担せん断力は低下したものの，概ね完全弾塑性型に近いQ-R関係を発揮した。

なお，各testrunにおいて，○印で示す初摺動点以降では，部材角Rの増加に応じてすべりダンパーのすべり変位SLIPが増加している。初期ボルト張力を変更した各testrunについて，各変形レベルで相互に比較してみると，すべり変位の振幅は梁の負担せん断力Qの増加に伴い減少する傾向が見られた。特に，曲げ降伏時せん断力Q_yの計算値を越えるせん断力が生じたBT18Dの±1/50radの1回目のサイクルにおけるすべり変位振幅は，BT12D，BT15Dの該当サイクルにおけるすべり変位振幅に比較して減少した。

また，testrunを連続して行っていく過程で，すべりダンパーの摺動に伴い大きな変形の発生が予想されるスロット頂部のウエブに亀裂が発生した。3回目のtestrunのBT15Dでは，実験終了後にスロット頂部からフランジ下面に向かう長さ約4㎜の1本の亀裂が確認された。それに続く4回目のtestrunのBT18Dでは，実験終了後に上記の亀裂の長さは約12㎜に伸長した。

以上の実験結果を総括すると，梁端の曲げ降伏時せん断力Q_yの計算値に対する最大摩擦力せん断力Q_{fmax}の計算値の比率を約1.1以下となるようにすべりダンパーの負担摩擦力を設定した本実験の範囲では，全てのtestrunにおいてすべりダンパーで摺動が発生した。その結果として，全testrunにおいて，すべりダンパーの摺動によりほぼ完全弾塑性型のQ-R関係が発揮される実験結果が得られた。

4.3.3　初摺動せん断力，最大せん断力及び初期剛性の実験値と計算値の比較

各testrunの初摺動せん断力Q_{fs}，最大せん断力Q_{max}及び初期剛性Kの実験値と計算値の比較を表4.3.1に示す。各testrunの最大せん断力の実験値${}_eQ_{max}$は，表4.2.2に示す梁端の全塑性時せん断力Q_pの計算値(=236kN)を下回っていることから，最大せん断力の実験値${}_eQ_{max}$はすべりダンパーが最大摩擦力を発揮した際に生じたと推測出来る。そこで，ここで検討する最大せん断力の実験値${}_eQ_{max}$及び計算値${}_cQ_{max}$はともに，すべりダンパーが最大摩擦力を発揮した際のせん断力(最大摩擦力せん断力)と見なすものとする。そのため，表中の最大せん断力の計算値${}_cQ_{max}$には，表4.2.2に示した(4.2.1)式を用いて算定した最大摩擦力せん断力Q_{fmax}を採用した。初期剛性の実験値${}_eK$は，Q-R関係上のせん断力が0kNから100kNまでの実験値に対して，直線モデルを用いた回帰分析を行い，それにより得られた直線の傾きと定義した。なお，初期剛性の実験値${}_eK$を算定するに当り，それに対する梁端の早期降伏の影響を除くため，BT12Sにおいて梁端降伏が発生していないことが確認され，梁端曲げ降伏時せん断力の計算値Q_yの約1/2に相当するせん断力100kNを，対象とする実験値の上限とした。初期剛性の計算値${}_cK$は，4.4節で示すすべりダンパーをすべりバネ要素にモデル化した有限要素解析により求めたQ-R関係の解析値において，せん断力100kN時の割線剛性とした。初摺動時部材角の計算値${}_cR_{max}$は，(4.2.1)式から算定した初摺動せん断力の計算値${}_cQ_{fs}$を初期剛性の計算値${}_cK$で除した値とした。

表 4.3.1　強度及び剛性の実験値と計算値の比較

Test-Run名	実験値				計算値				実験値／計算値			
	初摺動時		最大	初期	初摺動時		最大	初期				
	せん断力 $_eQ_{fs}$ (kN)	部材角 $_eR_{fs}$ ($X10^{-2}$rad)	せん断力 $_eQ_{max}$ (kN)	剛性 $_eK$ (kN/mm)	せん断力 $_cQ_{fs}$ (kN)	部材角 $_cR_{fs}$ ($X10^{-2}$rad)	せん断力 $_cQ_{max}$ (kN)	剛性 $_cK$ (kN/mm)	$_eQ_{fs}$／$_cQ_{fs}$	$_eR_{fs}$／$_cR_{fs}$	$_eQ_{max}$／$_cQ_{max}$	$_eK$／$_cK$
BT12S	99.3	0.192	−152	41.1	100	0.177	157	39.0	0.99	1.09	0.97	1.05
BT12D	89.3	0.161	−161	39.9					0.89	0.91	1.02	1.02
BT15D	131	0.241	−198	38.8	125	0.221	197		1.05	1.09	1.01	0.99
BT18D	95.1	0.151	−219	40.8	150	0.265	236		0.63	0.57	0.93	1.05

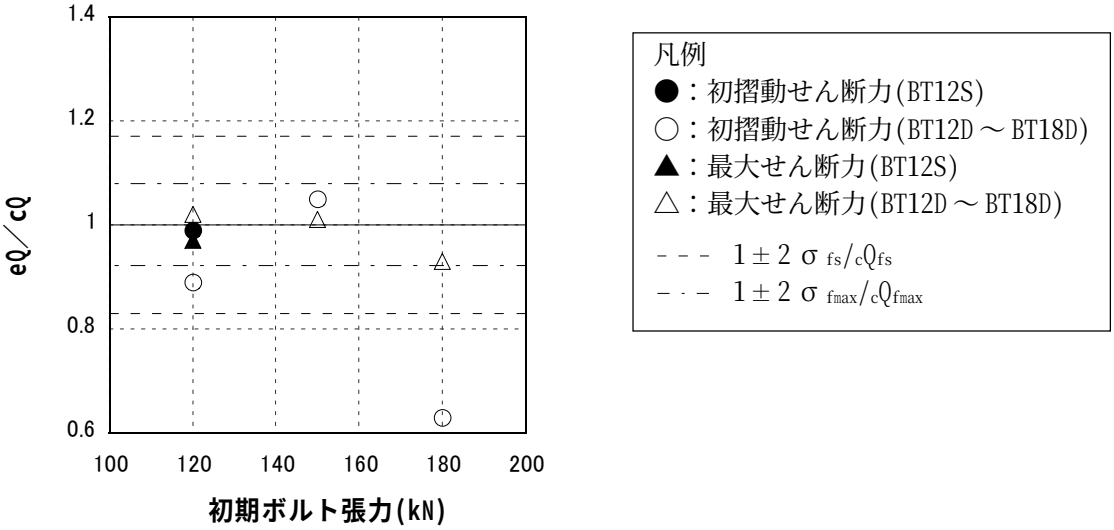


図 4.3.6　せん断強度の実験値 $_eQ$/ 計算値 $_cQ$ とボルト 1 本当りの初期ボルト張力の関係

(4.2.1)式の妥当性を確認するために，初摺動及び最大せん断力の実験値の計算値に対する比率とボルト1本当りの初期ボルト張力の関係を図4.3.6に示す。なお，図4.3.6中に破線と一点鎖線で示した $Q_{fs}\pm2\sigma_{fs}$ と $Q_{max}\pm2\sigma_{fmax}$ は，初摺動せん断力と最大せん断力の実験値の分布を正規分布と仮定した場合に，約95%のデータが含まれる範囲を示している。なお，初摺動せん断力，最大せん断力の母平均 Q_{fs}，Q_{max} として，表4.2.2に示した第2章のすべりダンパー要素試験体9体より得られた初摺動すべり係数と最大すべり係数の標本平均0.309，0.487を(4.2.1)式に代入し算定したせん断力の計算値 $_cQ_{fs}$，$_cQ_{max}$ を採用した。母標準偏差 σ_{fs}，σ_{fmax} には，第2章のすべりンパー要素試験体9体より得られた初摺動すべり係数と最大すべり係数の標本標準偏差0.026と0.019を採用した。

初摺動せん断力の実験値 $_eQ_{fs}$ と計算値 $_cQ_{fs}$ を比較すると，BT18Dを除いて，初摺動せん断力の実験値 $_eQ_{fs}$ はその計算値 $_cQ_{fs}$ の95%確率区間に全て含まれている。但し，BT18Dの初摺動せん断力の実験値 $_eQ_{fs}$ は計算値 $_cQ_{fs}$ を大きく下回る結果となった。また，BT12D(すべりダンパーの平均すべり速度5.5～7.1㎜/sec)の初摺動せん断力の実験値は，BT12S

(静的加力，計測時のすべりダンパーは静止)の実験値を下回っており，すべり速度が初摺動せん断力に与える可能性は否定出来ない結果となった。そのため，すべりダンパーの初摺動すべり係数に対するすべり速度の影響に関しては，今後検討を要する課題と考えている。以上の結果，BT18Dにおいては，(4.2.1)式による計算値は実験値を大きく過大評価しているが，その他のtestrunの初摺動せん断力の実験値${}_{e}Q_{fs}$と(4.2.1)式の計算値は概ね良い対応を示した。

一方，初期剛性の実験値${}_{e}K$と計算値${}_{c}K$については，全てのtestrunにおいて概ね一致する結果となった。従って，梁端に生じる早期降伏の影響が表れる以前の初期剛性の実験値と計算値は概ね一致することが分かった。

最大せん断力の実験値${}_{e}Q_{max}$と計算値${}_{c}Q_{max}$を比較すると，本章で設定したすべりダンパーの負担摩擦力の範囲では，初期ボルト軸力120kN～180kNの全てのtestrunの最大せん断力の実験値${}_{e}Q_{max}$は最大摩擦力せん断力の計算値${}_{c}Q_{max}$の95%確率区間に全て含まれた。また，最大せん断力の実験値${}_{e}Q_{max}$の最大摩擦力時せん断力の計算値${}_{c}Q_{max}$に対する比率と初期ボルト軸力との相関係数は-0.656であるが，その無相関検定の検定統計量T(r,0)は-1.23となっており，5%有意水準では必ずしも相関は認められない。これらの比較結果から判断すると，提案したすべりダンパーの摺動に依存するヒンジ機構を有する梁の最大せん断力は，それがすべりダンパーの摩擦すべりに依存して発揮される場合においては，(4.2.1)式を用いて概ね予想出来る可能性が示されたといえる。

なお，ボルト1本当りの初期ボルト張力として180kNを導入したBT18Dでは，初摺動及び最大せん断力の実験値がともに(4.2.1)式による計算値を下回った。これらの原因として，本実験では，梁試験体を繰り返し使用しているため，摺動が発生する梁フランジ表面の状態が次第に変化し，そのことによるすべり係数の低下やスロット頂部のウエブに発生した亀裂の影響が考えられる。そのため，(4.2.1)式による初摺動及び最大せん断力の評価精度を確認するためには，上記の条件を排除した実験研究が必要であり，今後のさらなる実験資料の蓄積が必要と考えている。

4.3.4　動的加力 testrun のボルト張力の変化性状

動的加力を行ったBT12D，BT15D，BT18Dに設置されたすべりダンパーにおけるボルト張力の変化性状に関して検討する。

初めに，図4.3.7にボルト番号B1，B2のボルト張力とすべりダンパーのすべり変位SLIPの関係を示し，各testrunにおける各サイクル内でのすべりダンパーのボルト張力の変化性状の概要を述べる。図4.3.7中に示した○印は，各ボルトの初期ボルト張力を示している。

図4.3.7に示されているように，各サイクルにおけるボルト張力の変化の特徴として，すべりダンパー部の不連続フランジが閉じる方向に摺動が起こると，すなわちすべり変

位SLIPが負側に減少するとボルト張力は減少し，その逆方向の摺動が起こるとボルト張力が増加する現象が観察された。この現象は，ボルト位置の違いにかかわらず，ボルトB1，B2の両者で観察された。また，この現象では，各加力サイクルにおいて，すべりダンパーの摺動によりその不連続フランジ間の距離が最小となる際に，ボルト張力の減少量が最大となる傾向が見られる。また，すべりダンパーのすべり振幅が大きいほどボルト張力の減少量も増大している。

このようなボルト張力の変化には,すべりダンパー部のスロット及び不連続フランジの開閉に伴う添板の曲りが関連しているとも考えられるが，その原因について把握できておらず，今後解明すべき課題の一つである。

続いて，各testrunにおいて，すべりダンパーに発生する繰り返し摺動に伴うボルト張力の変化の概要を検討する。ここでの検討は，1)初期ボルト張力の大きさの影響，2)すべりダンパー接合要素実験の実験結果との相違の観点から行う。これらの検討に当たっては，各サイクル内でのボルト張力の変動の影響を除くために，半サイクル毎の平均ボルト張力を利用する。図4.3.8に半サイクル毎のボルト張力の変化量と累積すべり変位の関係を，図4.3.9に半サイクル毎の平均ボルト張力保持率と累積すべり変位の関係を示す。

ここで，図4.3.8及び図4.3.9に示した半サイクル毎のボルト張力に関連する諸量について説明する。半サイクル毎の平均ボルト張力BT_{half_cycle}は次式により計算する。

$$BT_{half_cycle} = \frac{1}{\Delta x}\int_{x_e}^{x_s} f(x)dx$$

$$\Delta x = x_e - x_s$$

ここで，

x : すべりダンパーの累積すべり変位ΣSLIP

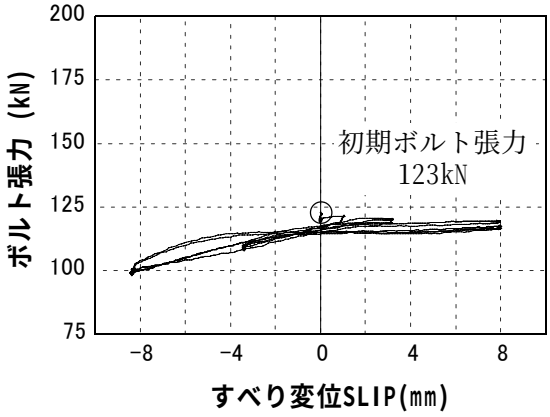
$f(x)$: ボルト張力と累積すべり変位ΣSLIPの関係式

x_s: 半サイクル開始時(梁の負担せん断力がゼロ)の累積すべり変位ΣSLIP

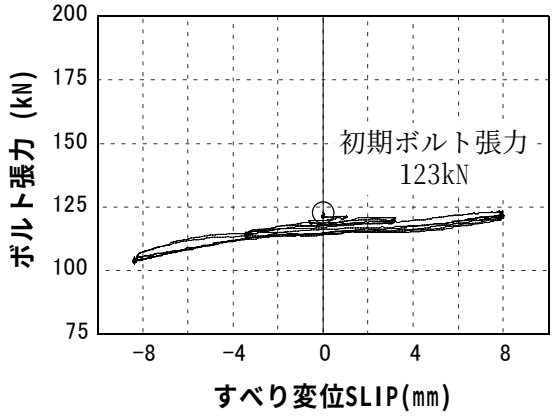
x_e: 半サイクル終了時(梁の負担せん断力がゼロ)の累積すべり変位ΣSLIP

なお,ここで利用した半サイクルは,梁の負担せん断力がゼロとなる計測点の間をその範囲とした。なお，初摺動が記録されたサイクルでは，初摺動点を半サイクルの開始点と定めた。

半サイクル毎の平均ボルト張力の変化量は,半サイクル毎の平均ボルト張力から初期ボルト張力を引いた値とした。半サイクル毎の平均ボルト張力保持率は，初期ボルト張力に対する半サイクル毎の平均ボルト張力の百分率とした。累積すべり変位ΣSLIPは，各

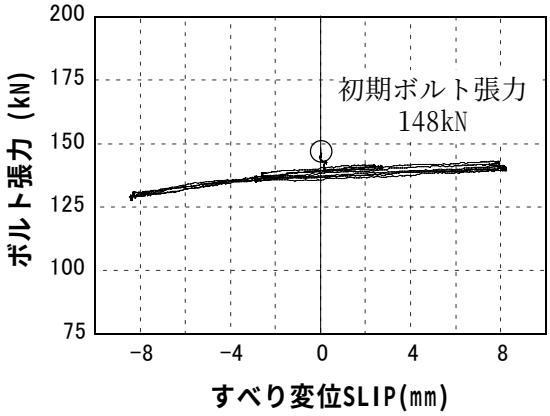


(1)ボルト番号 BT1

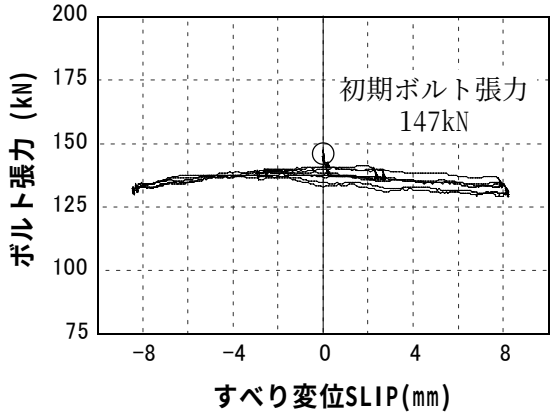


(2)ボルト番号 BT2

(a)BT12D(ボルト１本当りの初期ボルト張力 120kN)

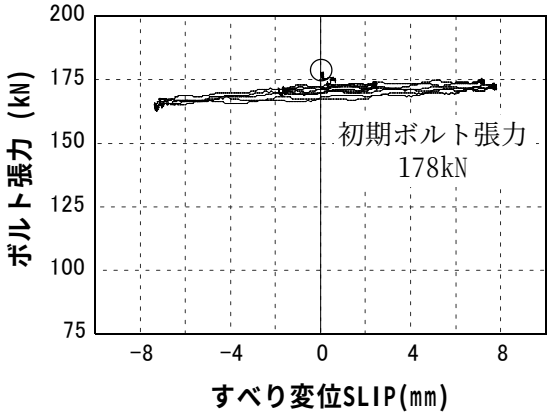


(1)ボルト番号 BT1

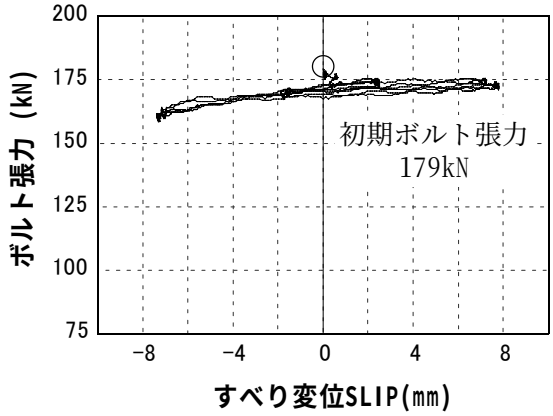


(2)ボルト番号 BT2

(b)BT15D(ボルト１本当りの初期ボルト張力 150kN)



(1)ボルト番号 BT1



(2)ボルト番号 BT2

(c)BT18D(ボルト１本当りの初期ボルト張力 180kN)

図 4.3.7　ボルト張力とすべり変位の関係

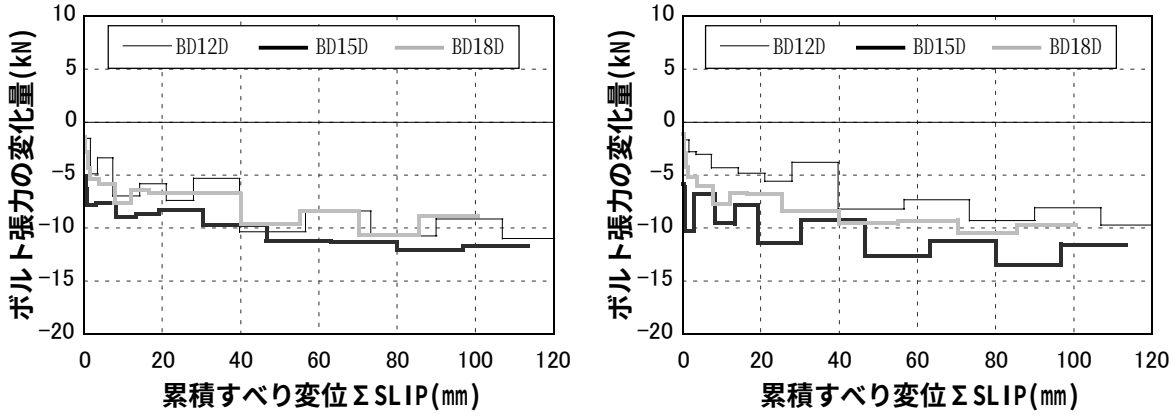
計測点までにすべりダンパーが経験したすべり変位 SLIP の絶対値の総和を表している。図4.3.8及び図4.3.9に示したデータは，初摺動が観測されて以後の全てのサイクルについて記載した。さらに，図4.3.9には，比較のために第2章に示したAl-Cu系合金を摺動材としたすべりダンパー要素試験体(A2-18-97グループの3体)より得られたボルト張力保持率と累積変位の関係を併せて示している。なお，比較の対象としたA2-18-97グループは，初期ボルト張力として180kNを導入した試験グループで，そのボルト締め付け長さ(97㎜)は，梁試験体に設置したすべりダンパーのボルト締め付け長さ(94㎜)に比較し若干長いため，そのボルト軸剛性は梁試験体のものに比較してやや小さくなる（0.97倍）と考えられる。

ボルト張力の変化量に対する初期ボルト張力の影響を検討する。すべりダンパーの摩擦すべりに伴う摺動材の摩耗量は接触荷重に比例し大きくなると考えられる。そのため，初期ボルト張力が大きいtestrunでは，初期ボルト張力の小さいtestrunに比較してボルト張力の減少量が大きくなることが予想された。しかしながら，図4.3.8に示すように，半サイクル毎のボルト張力の変化量は，必ずしも初期ボルト張力が最も大きいBT18Dにおいて，他の2つのtestrunに比較して最大とはなっていない。いずれのtestrunにおいても，初摺動の開始に伴いボルト張力は低下し，繰り返し摺動に伴いボルト張力の低下量は大きくなり，実験終了時のボルト張力は初期ボルト張力に対して概ね10kN前後低下した。

続いて，梁試験体に取り付けたすべりダンパーのボルト張力の変化性状と第2章で示したすべりダンパー要素実験(A2-18-97グループ)より得られた実験結果の比較を行う。図4.3.9に示すように，各testrunでは半サイクル毎の平均ボルト張力保持率が繰り返し摺動に伴い減少する傾向が見られる。一方，A2-18-97グループでは初摺動後に一旦低下したボルト張力保持率は，繰り返し摺動によってもほとんど変化せず，梁試験体に取り付けたすべりダンパーのボルト張力の変化性状とは異なる結果となった。

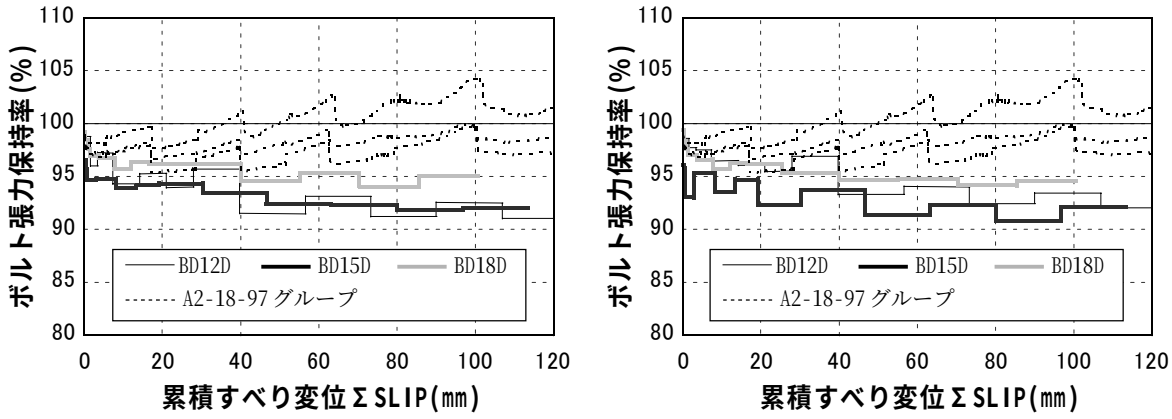
両者の差を比較するために，図4.3.10に半サイクル毎の平均ボルト張力保持率比の推移を示す。ここで，半サイクル毎の平均ボルト張力保持率比は，すべりダンパー要素実験におけるの半サイクル毎の平均ボルト張力保持率に対する各testrunの半サイクル毎の平均ボルト張力保持率の比率を示す値である。なお，すべりダンパー要素の半サイクル毎の平均ボルト張力保持率として，A2-18-97グループの3体の試験体について，各testrunの半サイクル毎の積分区間に対応する累積すべり変位の間で積分し得られた半サイクル毎の平均ボルト張力保持率を求め，その平均値を採用した。

図4.3.10(1)に示す通り，各testrunにおいて，繰り返し摺動に伴い半サイクル毎の平均ボルト張力保持率比は低下し，実験終了時のその値は0.92～0.94となった。この差はボルト軸剛性の違いにより予想されるボルト張力の減少量を若干上回る値であった。また，図4.3.10(2)に示すように，BD15Dを除くと，部材角R=±1/100radの1回目のサイ



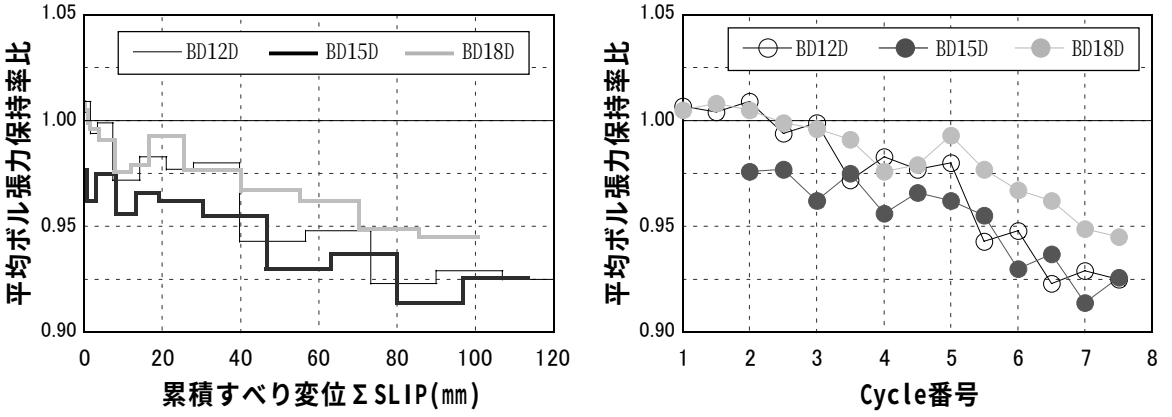
(1)ボルト番号 BT1　　(2)ボルト番号 BT2

図 4.3.8　半サイクル毎の平均ボルト張力の変化量と累積すべり変位の関係



(1)ボルト番号 BT1　　(2)ボルト番号 BT2

図 4.3.9　半サイクル毎の平均ボルト張力保持率と累積すべり変位の関係



(1)累積すべり変位の観点からの推移　　(2)Cycle 毎の観点からの推移

図 4.3.10　半サイクル毎の平均ボルト張力保持率比の推移

クルの正側加力時(図中のCycle番号3)までは，半サイクル毎の平均ボルト張力保持率比は1.0程度であったが，その後はサイクル数の増加に伴い半サイクル毎の平均ボルト張力保持率比は減少した。

以上の結果から，H形鋼梁に設置したすべりダンパーのボルト張力は，第2章で確認したすべりダンパー要素のボルト張力に比較して，繰り返し摺動に伴う低下量が若干大きくなる傾向が観られた。そのため，第2章で得られた繰り返し摺動時すべり係数と累積変位の関係を利用して，すべりダンパーを設置したH形鋼梁の曲げせん断復元力特性を評価する際には，上記の点に留意しておく必要がある。

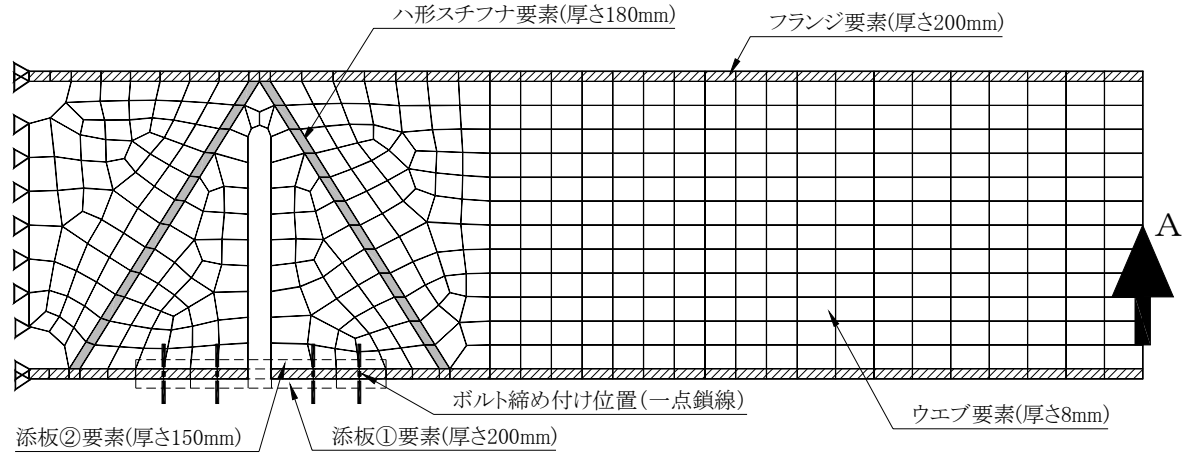
4.4節　有限要素解析によるQ-R関係及びQ-SLIP関係の予測

本節では，第2章に示したAl-Cu系合金を摺動材とするすべりダンパー要素実験から得られた繰り返し摺動時すべり係数と累積変位の評価式(2.4.1)式をもとに，すべりダンパーを有限要素解析法に適用可能なバネ要素によりモデル化する方法を示す。そのバネ要素を適用した非線形有限要素解析法を用いて，各testrunの解析を行い得られたQ-R関係及びQ-SLIP関係の計算結果と実験結果の比較を行って，その妥当性を確認する。なお，対象としたtestrunは，動的加力を行ったBT12D,BT15D，BT18Dに限定し，静的加力を行ったBT12Sは除外した。これは，バネ要素をモデル化する際に利用したすべりダンパー要素実験の実験結果が動的加力実験（平均すべり速度16㎜/sec）より得られたことを勘案し，すべりダンパー摺動時（平均すべり速度7㎜/sec前後）の実験結果が得られている動的testrunのみを対象とすることで，すべり速度の影響を出来るだけ排除した比較を行うことを意図したものである。

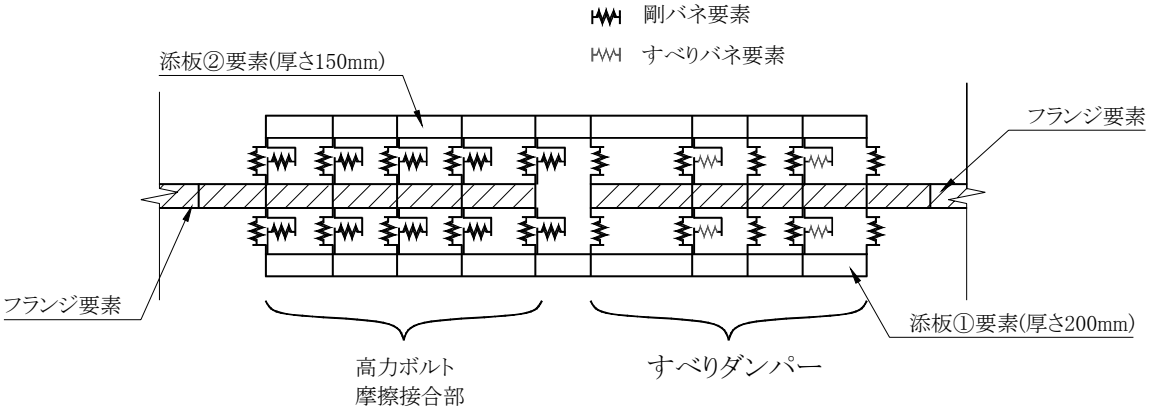
4.4.1　計算方法

図4.4.1に，梁試験体の要素分割を示す。試験体は，フランジ，ウエブ，ハ形スチフナ及び添板①,②を，それぞれ四角形四節点アイソパラメトリック要素により分割した。各鋼材要素は，降伏条件としてミーゼスの降伏条件を，硬化則として移動硬化則を有する弾塑性材料とし，表4.2.1に示した梁試験体の引張試験結果に基づいて，その降伏点を293MPa，ヤング係数を198GPとした。なお，鋼材要素の降伏後の相当応力度と相当塑性歪度の関係における接線剛性をヤング係数の1/1000とした。図4.4.2に鋼材要素の相当応力度と相当塑性歪度の関係を示す。また，各鋼材要素は平面応力要素とし，フランジ，ウエブ，ハ形スチフナ及び添板①，②の部位毎に要素の厚さを変更した。

続いて，下端フランジの不連続部分を添板①，②を介して接続する際の高力ボルト摩擦接合部及びすべりダンパー部のモデル化について述べる。高力ボルト摩擦接合部に相当する下端フランジ要素と添板①，②の接点(図4.4.1(2)の左側の部分)では，各要素の



(1)全体分割



(2)すべりダンパー部のモデル化

図 4.4.1　梁試験体の要素分割

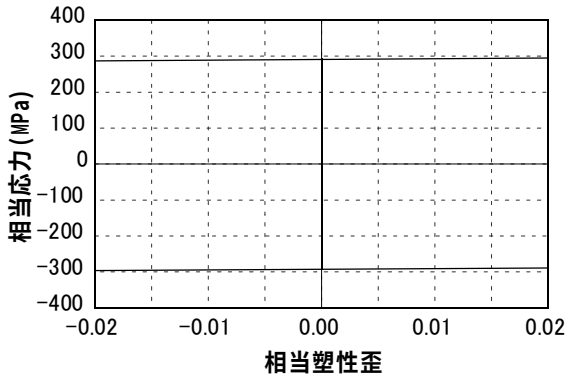


図 4.4.2　鋼材要素の相当応力度と相当歪度の関係

節点同士を梁材軸方向及び梁材軸直交方向に他の要素に比較し非常に大きな剛性を有するバネ要素（以下，剛バネ要素と称す）で連結した。なお，剛バネ要素のバネ定数は，上記の各要素の接点が節点共有と見なせる程度に，十分に小さい変位差しか生じないように設定する。

一方, すべりダンパー部に相当する下端フランジ要素と添板 ①, ②の接点(図4.4.1(2)の右側の部分)において，ボルト締め付け位置に対応する節点同士では，梁材軸直交方向は上記と同様の剛バネ要素で結び，梁材軸方向は摩擦すべり挙動をモデル化したすべりバネ要素で連結した。ボルト位置を除く節点同士は，梁材軸直交方向のみを剛バネ要素で結び，梁材軸方向は変位拘束を行わなず，摩擦すべりによる梁材軸方向変位が生じるようにした。なお，すべりダンパー部のモデル化に当って，摩擦力はボルト締め付け位置に集中して作用するものとし，ボルト締め付け位置近傍への摩擦力の広がりは考慮しなかった。そのため添板の要素分割に際しては，ボルト締め付け位置に節点が対応するように要素を分割し，その間隔を必ずしも均等にしていない。

摩擦すべり挙動をモデル化したすべりバネ要素の摩擦力Fとすべり変位の増分Δxの関係式を(4.4.1)式に，その瞬間剛性を(4.4.2)式にそれぞれ示す。

$$F = f_{slip}(\Delta x) = m \cdot \sum N_i \cdot \left\{ \mu_0 + \Delta\mu \frac{AX - (2B - C + 1)X^2 + BX^3}{1 + (A - B - 2)X + CX^2} \right\} \tag{4.4.1}$$

$$X = \frac{x_0 + \Delta x}{x_{\max}}$$
$$\Delta\mu = (\mu_{\max} - \mu_0)$$

$$\frac{dF(x_0)}{dx_0} = m \cdot \sum N_i \cdot \frac{\Delta\mu}{x_{\max}} \cdot \Delta S_c \tag{4.4.2}$$

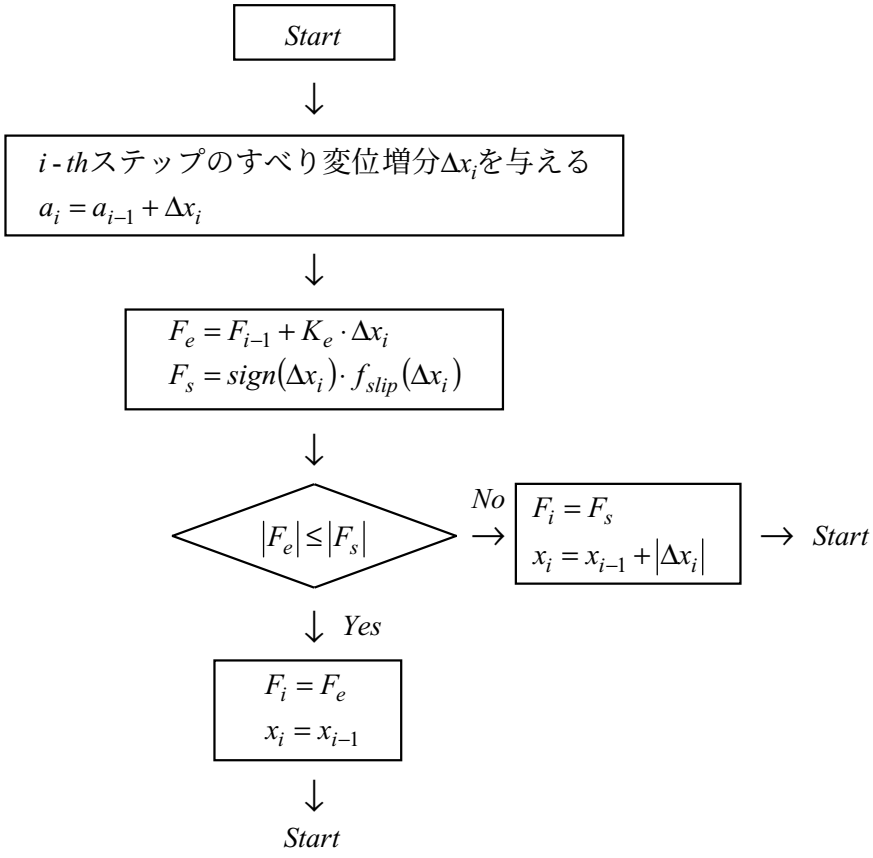
$$\Delta S_c = \left[\frac{A - 2(2B - C + 1)X_0 + 3BX_0^2}{f_1} - \frac{\{AX_0 - (2B - C + 1)X_0^2 + BX_0^3\}\{(A - B - 2) + 2CX_0\}}{f_1^2} \right]$$
$$X_0 = \frac{x_0}{x_{\max}}$$
$$f_1 = 1 + (A - B - 2)X_0 + CX_0^2$$

ここで,
F：摩擦力(kN)
m：摩擦面数
$\sum N_i$: 初期ボルト張力の総和(kN)
x_0: 経験したすべり変位の絶対値の総和(mm)
Δx：すべり変位の増分

μ_0: 初摺動すべり係数(0.309)
μ_{max}: 最大すべり係数(0.487)
x_{max}: 最大すべり係数時累積すべり変位(6.81mm)
※括弧内の数値は，第2章で示したすべりダンパー要素実験より得られた
各量の標本平均を示す。
A，B，Cは回帰係数
$A=1.70$，$B=-8.32\times10^{-4}$，$C=2.45$

(4.4.1)式は，第2章に示したAl-Cu系合金を摺動材としたすべりダンパー要素の繰り返し摺動時すべり係数と累積変位の関係式(2.4.1)式より導出した。なお，すべりバネ要素のバネ定数は，表4.4.1に示す履歴ルールに従うものとした。そのルールでは負担力が摩擦力を超過するまでは上記の剛バネ要素と同様のバネ定数を有し，負担力が摩擦力を超えると(4.4.2)式に示すバネ定数を有するバネ要素として取り扱うことで，すべりダンパー部の摩擦すべり挙動をモデル化した。図4.4.3にすべりバネ要素の摩擦力とすべり変位の関係を示す。

表4.4.1　すべりバネ要素の履歴ルール



記号の説明
F_i: i-thステップのすべりバネ要素の負担力
x_i: i-thステップの累積すべり変位
a_i: i-thステップのすべり振幅
K_e: 剛バネ要素のバネ定数

摩擦力の符号
$\Delta x > 0 \Rightarrow F_s > 0$
$\Delta x < 0 \Rightarrow F_s < 0$

＊上記の履歴ルールの成立条件
$$K_e > \frac{dF(x)}{dx}$$

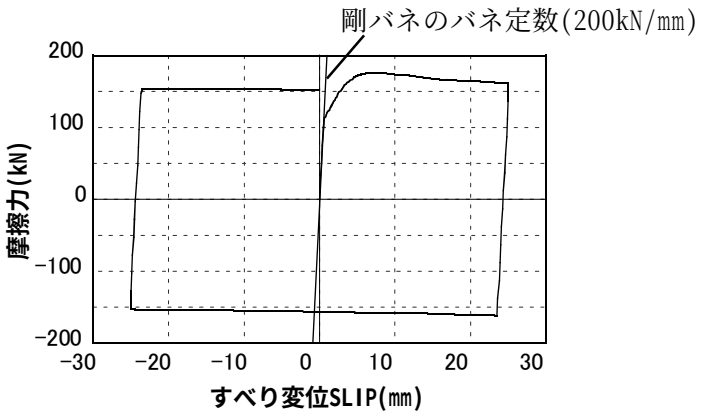


図 4.4.3　すべりバネ要素の摩擦力とすべり変位の関係

梁試験体モデルの変位の境界条件として，図4.4.1に示す梁左端の全ての節点をピン支持した状態で，右端の節点Aに，BT12D,BT15D，BT18Dの各testrunにおいて，加力点に与えた変位振幅と同一の節点変位を与えた。

なお，本解析ではソルバーとして汎用有限要素解析プログラム”Marc”[4.1)-4.3)]を利用した。すべりバネ要素のバネ定数の履歴ルールは，ユーザー関数[4.4)]としてMarcに与えて解析を実施した。なお，変位増分解析における収束計算はDisplacement Control法[4.5)]により実施している。

4.4.2　計算結果と実験結果の比較

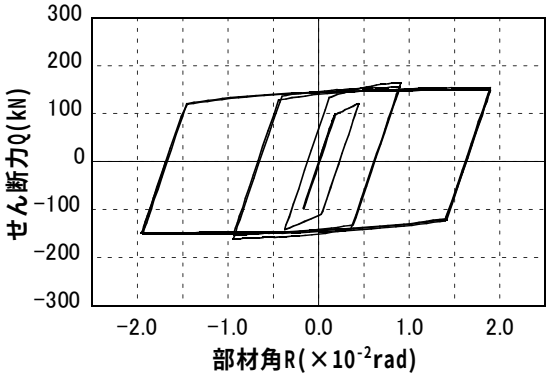
動的加力を実施した各testrunについて，そのせん断力Qと部材角Rの関係の計算結果を図4.4.4に示し，せん断力Qとすべりダンパーのすべり変位SLIPの関係の計算結果を図4.4.5に示す。図4.4.4及び図4.4.5では，最上段に全サイクルの計算結果を，その下

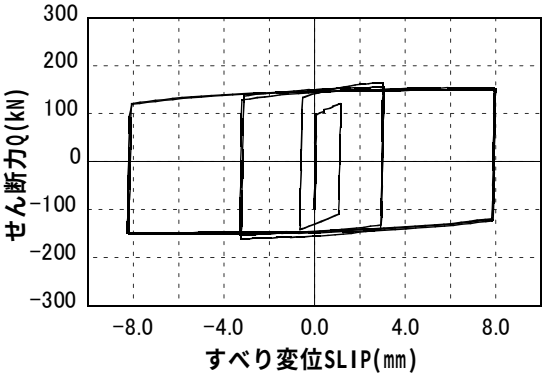
段に部材角R=±1/400radサイクル，±1/200radサイクル，±1/100radの1回目のサイクル及び±1/50radの1回目のサイクルの計算結果と，それに対応する各testrunの実験結果を比較したグラフをそれぞれ示す。

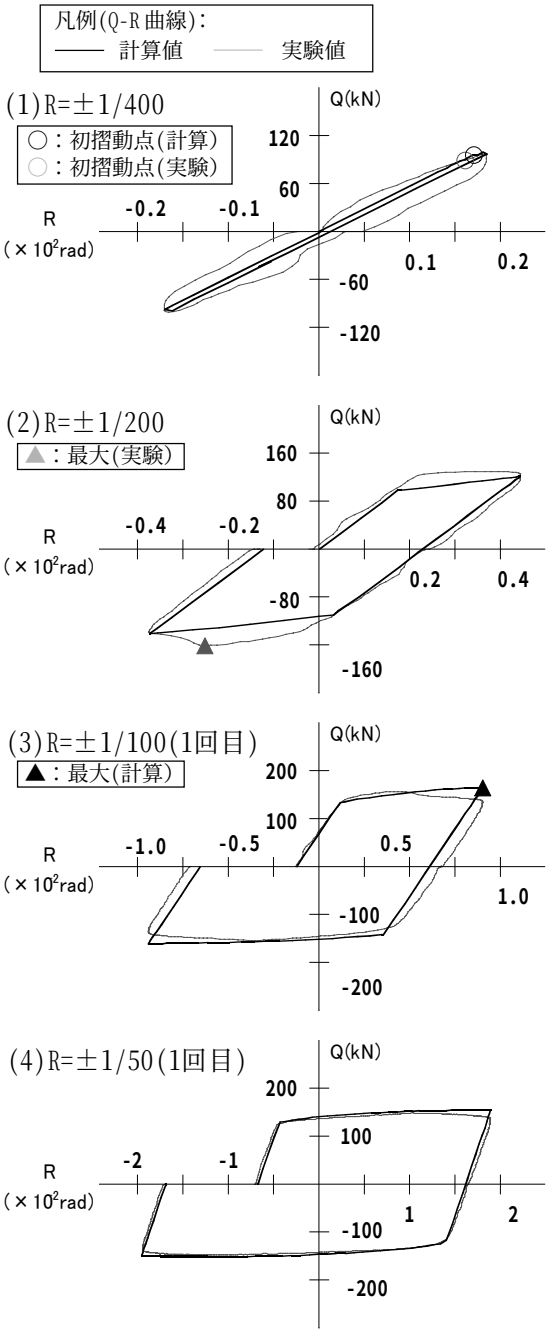
testrun毎にQ-R関係及びQ-SLIP関係の計算結果と実験結果の対応状況を示す。まず，BT12Dについて記述する。R=±1/400radサイクルの正加力時に発生した初摺動点について，計算結果と実験結果は良く一致した。解析上の初摺動点は，解析モデル上の4個のすべりバネ要素の負担摩擦力の平均値が，初摺動摩擦力を超過する点としている。なお，当該サイクルのQ-R関係のヒステリシスの大きさは，実験結果と計算結果では一致していない。これは，当該サイクルにおいて，計算では梁端に塑性変形が生じていないことに起因していると考えられる。続く，R=±1/200radサイクルでは，Q-R関係の実験結果に見られるすべりダンパー摺動後のせん断力の上昇量を，計算結果はやや過小評価しており，当該サイクルの負加力時に最大せん断力に達した実験結果を評価できていない。なお，計算結果では，次サイクル(R=±1/100radの1回目のサイクル)の最大変形時に最大せん断力が記録されている。R=±1/100radの1回目のサイクル及びR=±1/50radの1回目のサイクルにおけるQ-R関係の実験結果の傾向と計算結果は概ね一致しているものの，実験結果の負担せん断力Qを計算結果はやや過大評価した。なお，R=±1/400radサイクルを除くと，各サイクルでのすべり変位振幅の計算結果と実験結果は概ね一致した。

続いて，BT15Dについて記述する。初摺動に関して，実験結果ではR=±1/200radサイクルの正加力時に発生しているのに対して，計算結果ではR=±1/400radサイクルの正加力時に発生しており，両者は必ずしも一致していない。R=±1/400radサイクルのQ-R関係のヒステリシスの大きさは，BT12Dの場合と同様に，実験結果と計算結果では一致していない。次サイクル(R=±1/200radサイクル)におけるQ-R関係の計算結果は，実験結果に見られる初摺動後のせん断力の上昇量をやや過小評価しており，それに関連して，当該サイクルのすべり変位振幅の実験値を計算値は過大に評価した。続く，R=±1/100radの1回目のサイクルの負側加力時において，計算結果と実験結果ともに，最大せん断力を記録したが，最大せん断力が発揮された部材角Rは両者でやや異なった。R=±1/100radの1回目のサイクル及びR=±1/50radの1回目のサイクルにおけるQ-R関係の実験結果の傾向と計算結果はほぼ対応しているものの，BT12Dと同様に，負担せん断力Qの実験値を計算値はやや過大に評価した。なお，両サイクルでのすべり変位振幅の計算結果と実験結果は概ね一致した。

最後に，BT18Dについて記述する。初摺動に関して，実験結果ではR=±1/400radサイクルの正加力時に発生しているのに対して，計算結果では部材角R=±1/200radサイクルの正加力時に発生しており，両者は一致していない。R=±1/400radサイクルのQ-R関係において，実験結果にはヒステリシスが見られるのに対して，すべりダンパーの摺動及び梁端の曲げ降伏が発生していない計算結果では，Q-R関係上にヒステリシスは表れてい







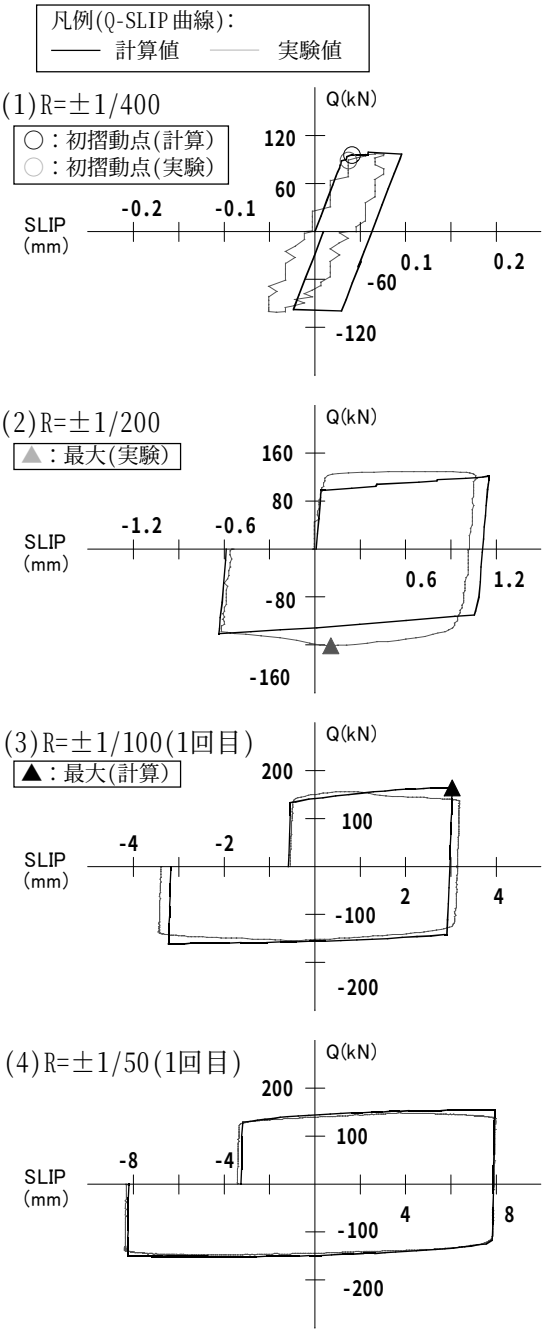
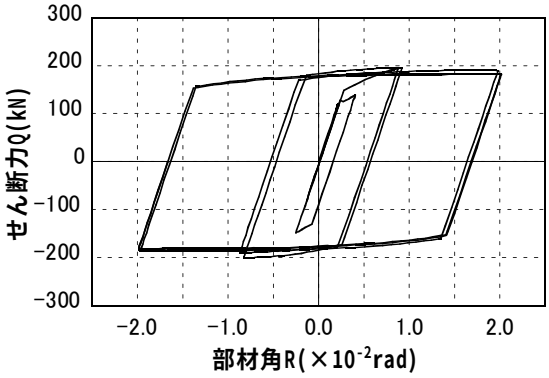
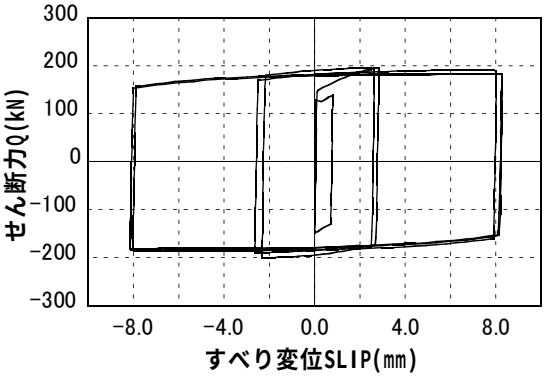
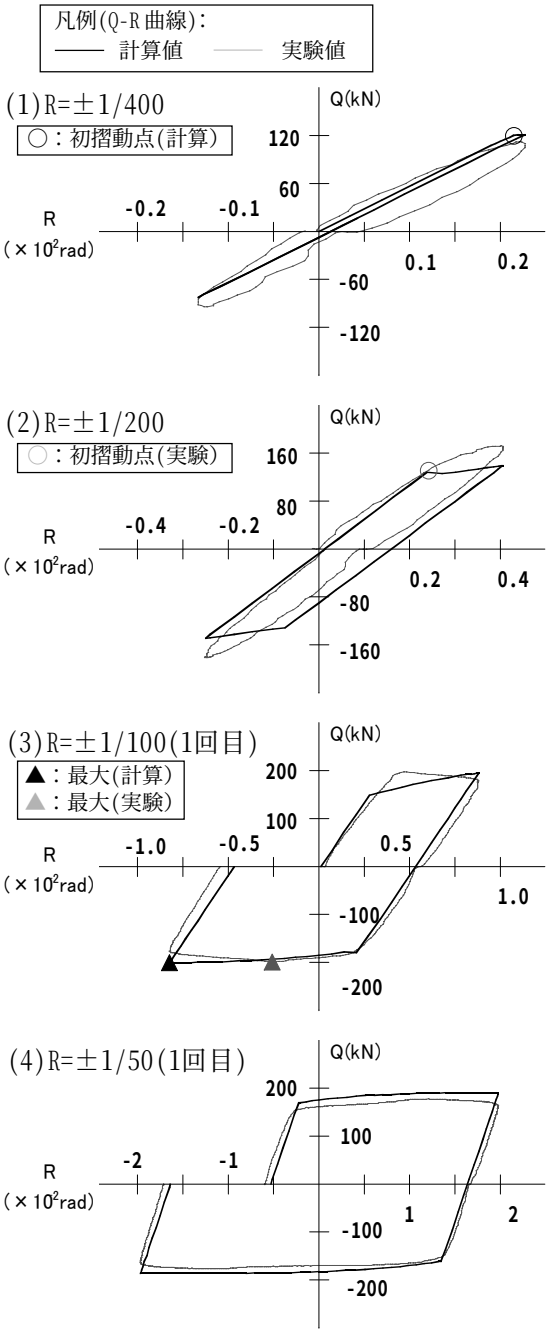


図4.4.4(a)　Q-R曲線の計算値(BT12D)　**図4.4.5(a)　Q-SLIP曲線の計算値(BT12D)**







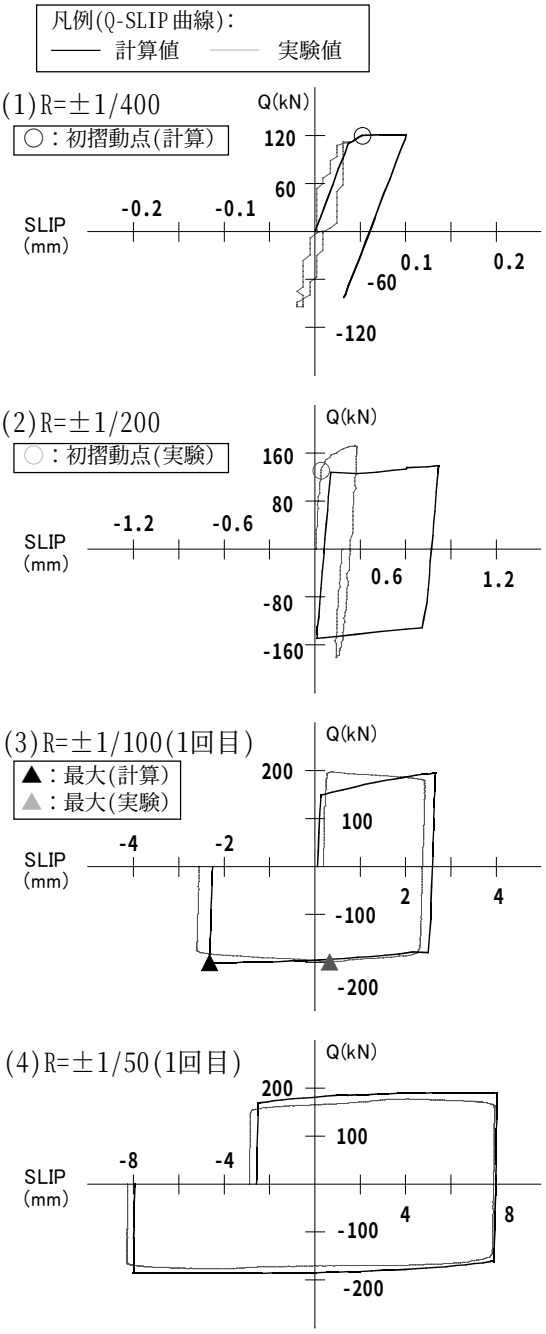
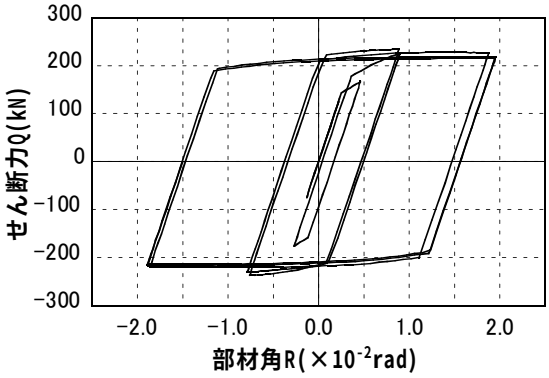
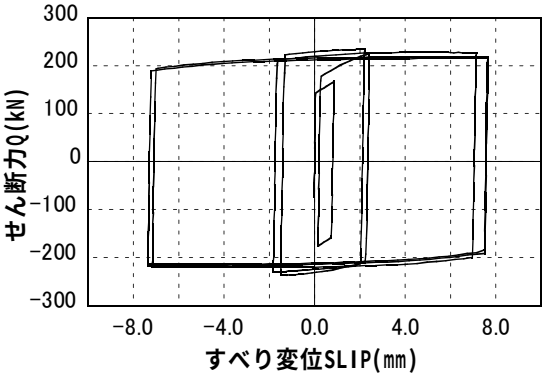
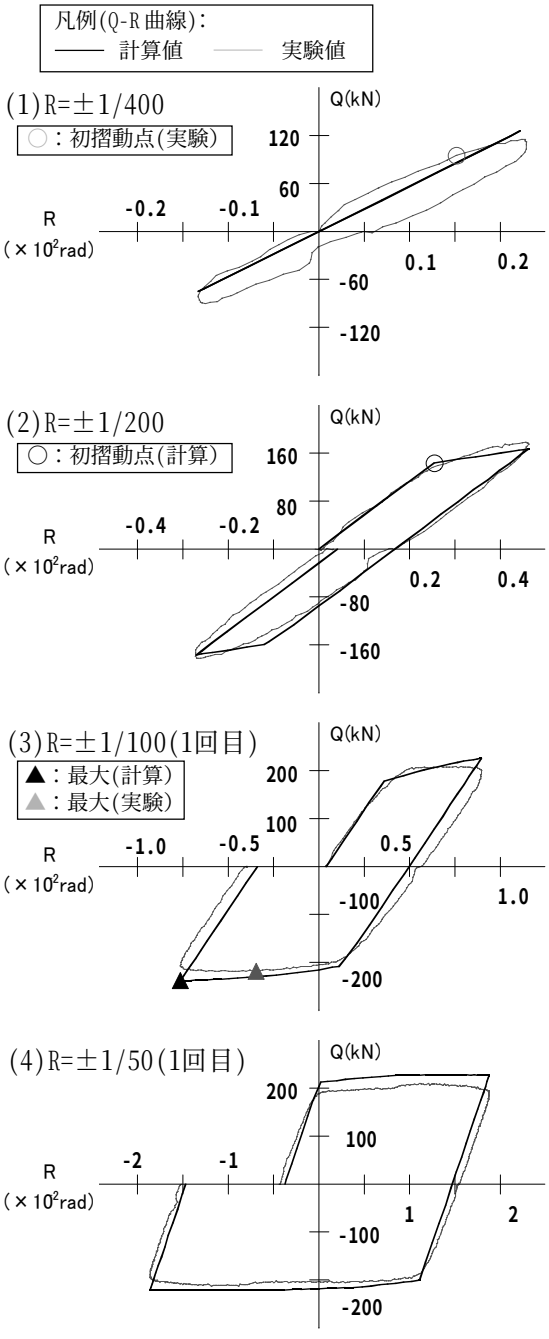


図 4.4.4(b)　Q-R 曲線の計算値(BT15D)　**図 4.4.5(b)　Q-SLIP 曲線の計算値(BT15D)**







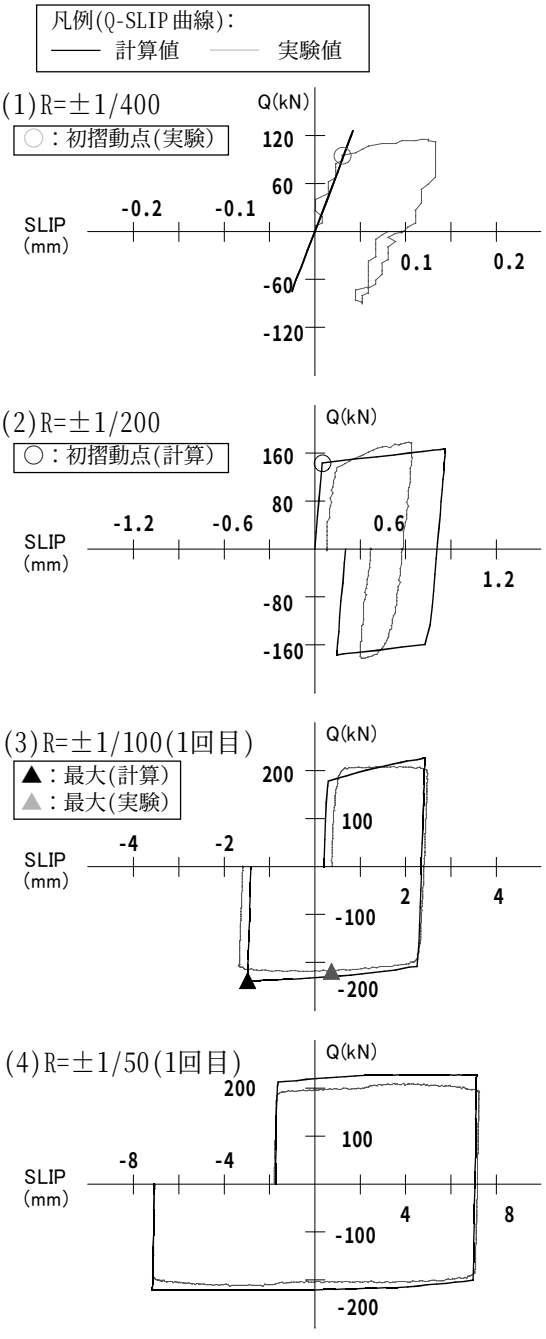


図4.4.4(c)　Q-R曲線の計算値(BT18D)　**図4.4.5(c)　Q-SLIP曲線の計算値(BT18D)**

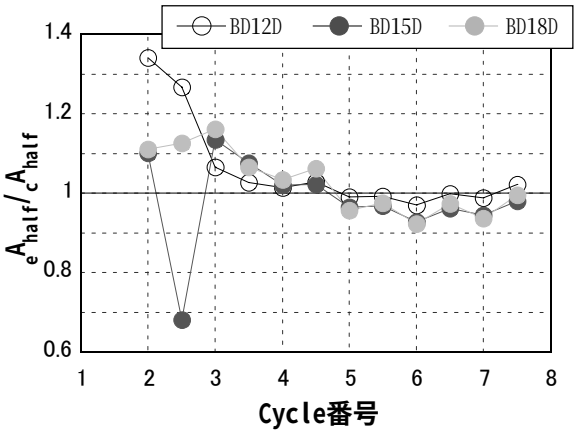


図 4.4.6　Q-R 曲線ループ面積の比較

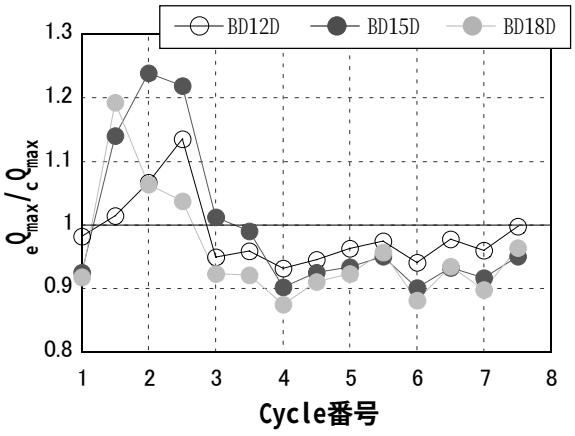


図 4.4.7　最大せん断力の比較

ない。次サイクル（R=±1/200rad サイクル）における Q-R 関係の実験結果と計算結果は良く一致したが，すべりダンパーのすべり変位振幅の実験値を計算値はやや過大に評価した。続く R=±1/100rad の 1 回目のサイクルにおける Q-R 関係の実験結果と計算結果は良く一致しており，当該サイクルの負加力時に両者は最大せん断力に達した。但し，最大せん断力が発揮された部材角 R は両者でやや異なった。R=±1/50rad の 1 回目のサイクルにおける Q-R 関係の実験結果の傾向と計算結果はほぼ対応しているものの，BT12D, BD15D と同様に，負担せん断力 Q の実験値を計算値は過大に評価した。なお，両サイクルでのすべり変位振幅の計算結果と実験結果は概ね一致した。

続いて，各 testrun について半サイクル毎の Q-R 関係の計算結果と実験結果の比較のために，半サイクル毎の Q-R 曲線ループ面積の実験値 $_eA_{half}$ と計算値 $_cA_{half}$ の比較を図 4.4.6 に示し，半サイクル毎の最大せん断力の実験値 $_eQ_{max}$ と計算値 $_cQ_{max}$ の比較を図 4.4.7 に示す。ここで利用した半サイクルの範囲は，梁の負担せん断力がゼロとなる計測点の間をその範囲とした。なお，初摺動が記録されたサイクルでは，初摺動点を半サイクルの開始点と定めた。図中の Cycle 番号は，部材角 R=±1/400rad サイクルの正加力時の半サイクルを 1 番とし，最終サイクル R=±1/50rad の 3 回目のサイクルの正加力時の半サイクルを 7 番とした。各サイクルの負加力時の半サイクルの Cycle 番号は，正加力時の半サイクルの Cycle 番号に 0.5 を加えた値で表した。なお，図 4.4.6 において，R=±1/400rad サイクルにおける Q-R 曲線ループ面積の比較は，計算結果にヒステリシスがほとんど生じていないため行わないこととした。

半サイクル毎の Q-R 曲線ループ面積の実験値 $_eA_{half}$ と計算値 $_cA_{half}$ の比較結果を述べる。図 4.4.6 に示す通り，BT15D の R=±1/200rad サイクルの負加力時を除いて，いずれの testrun においても R=±1/100rad サイクルの正加力時まではループ面積の計算値 $_cA_{half}$ は実験値 $_eA_{half}$ を過小評価する傾向にあった。一方，R=±1/50rad の 1 回目のサイクル以降では，ループ面積の計算値 $_cA_{half}$ は実験値 $_eA_{half}$ をやや過大評価した。

次に，半サイクル毎の最大せん断力の実験値と計算値の比較結果を述べる。図4.4.7に示す通り，全てのtestrunにおいて，R=±1/400radサイクルの正加力時を除いて，R=±1/200radサイクルまでは，最大せん断力の計算値$_cQ_{max}$は実験値$_eQ_{max}$を過小に評価した。また，R=±1/100radサイクル以降では，最大せん断力の計算値$_cQ_{max}$は実験値$_eQ_{max}$をやや過大評価しており，すべりダンパーの負担摩擦力が大きいほどその差が大きくなる傾向が観られた。

以上の検討結果から，すべりダンパーを梁端下端フランジに設けたH形鋼梁のQ-R関係及びQ-SLIP関係の実験結果の傾向を，すべりダンパーをバネ要素でモデル化した有限要素解析により求めた計算値は概ね捉えることが可能であった。しかしながら，その問題点として，次の3点が挙げられる。(1)R=±1/400radサイクルのQ-R関係のヒステリシスを評価できない。(2)すべりダンパーが初摺動から最大摩擦力を発揮する比較的初期段階の摺動範囲において，梁の負担せん断力の計算値は実験値を過小に評価する傾向がある。この点に関して，1本のボルトで締め付けて梁材軸方向のみに摺動するすべりダンパー要素のすべり係数と，群ボルトを有し添板の曲がりが生じる摺動を経験するすべりダンパーのすべり係数が多少異なる可能性が考えられる。(3)R=±1/100radサイクル以降の梁の負担せん断力の実験値を計算値がやや過大評価する。これは，4.3.3に示したようにすべりダンパー要素に比較して梁下端フランジに設置したすべりダンパーのボルト張力が低下したことによる影響が考えられる。さらに，加力順序が後のtestrunほどその傾向が大きくなることを考慮すると，スロット頂部のウエブに生じた亀裂の影響及び梁試験体の繰り返し使用による繰り返し摺動時すべり係数の減少の影響が，その要因として考えられる。

4.5節　まとめ

Al-Cu系合金板を摺動材に用いたすべりダンパーを梁端下端フランジに設けたH形鋼梁の曲げせん断実験を実施し，以下の知見が得られた。

1）H形鋼梁に設置したすべりダンパーの負担摩擦力を調整し，(4.2.1)式により算定した最大摩擦力せん断力の計算値を梁端の曲げ降伏時せん断力の計算値に対して約1.1倍以下にすると，梁端部の鋼材の塑性変形を許容する在来型の梁と異なり，概ね完全弾塑性型に近いQ-R関係の応答が得られる。

2）(4.2.1)式により算定した最大摩擦力せん断力の計算値を梁端の曲げ降伏時せん断力の計算値に対して0.74倍以下にすると，梁端溶接部において亀裂を生じさせ得る大きな塑性変形の発生を抑制出来る。

3）初摺動せん断力の(4.2.1)式による計算値は，一部のtestrunの実験値と必ずしも一

致していない。これは，梁試験体の繰り返し使用による初摺動すべり係数の低下等の影響及びすべりダンパーのすべり速度の影響が考えられる。すべりダンパーの摩擦すべりに依存する完全弾塑性型に近いQ-R関係の応答が得られた本実験では，梁の最大せん断力の実験値は，(4.2.1)式により予測出来る可能性が確認された。

4）すべりダンパーのボルト張力は，初摺動開始後に低下した後は，各サイクル中での変動は観られるものの，平均的には概ね一定のボルト軸力を保持した。但し，第2章で示したすべりダンパー要素実験より得られたボルト張力に比較し若干低下した。

5）すべりダンパーを梁端下端フランジに設けたH形鋼梁のQ-R関係及びQ-SLIP関係は，摩擦すべり挙動をすべりバネ要素として(4.4.1)式によってモデル化した非線形有限要素解析を行った計算結果と概ね良い対応が得られた。

なお，本実験で使用した梁試験体は，約1/2スケールの縮小模型試験体であるので，実際の梁では，部材角R=1/50radが生じた時に，すべりダンパーに発生しうるすべり振幅は32㎜程度（本実験結果の約2倍）となることが予想される。但し，この点に関しては，すべりダンパー要素実験により，すべり振幅40㎜までの繰り返し摺動時すべり係数を確認しているので問題とはならない。

また，本実験では，同一梁試験体を繰り返し使用した実験結果であるため，今後は別々の梁試験体を用いて，初摺動せん断力及び最大せん断力の実験値に対する(4.2.1)式による計算値の対応精度について，さらなる実験研究により解明する必要がある。加えて，曲げ降伏せん断力の計算値を下回る負担せん断力を発揮する段階で，梁端に塑性変形が発生する原因について検討する必要がある。また，すべりダンパー要素実験から得られた繰り返し摺動時すべり係数及びボルト張力に対して，本実験のように群ボルトを有し添板の曲がりが生じる摺動を経験するすべりダンパーが発揮するそれらとでは，若干の違いが見られた。そのため，当該梁のQ-R関係をより精度良く評価するためには，上記の違いを評価する方法を検討する必要がある。

上記に加えて，曲げ降伏せん断力の計算値に対する最大摩擦力せん断力の計算値の比率と梁端に生じる塑性変形量の関係及びハ形スチフナの必要断面積に関する実験資料を蓄積し，本ダンパー機構を梁端下端フランジに設けたH形鋼梁の曲げせん断設計法の確立を行う必要がある。

参考文献（第4章)

4.1)MARC(K-6)日本語マニュアル，A編，User Information，日本マーク(株)

4.2)MARC(K-6)日本語マニュアル，B編，Element Library，日本マーク(株)

4.3)MARC(K-6)日本語マニュアル，C編，Program Input，日本マーク(株)

4.4)MARC(K-6)日本語マニュアル, D編, User Subroutines/Special Routines,日本マーク(株)
4.5)McGuire W., Gallagher R.H. and Ziemian R.D.:Matrix Structural Analysis Second Edition,John Wiley & Sons

第 5 章
すべりダンパーの摺動履歴特性に依存するヒンジ機構の曲げ耐力

5.1 節　はじめに ---------- 5-1
5.2 節　解析方法 ---------- 5-1
5.3 節　解析結果 ---------- 5-4
5.4 節　曲げ耐力の計算法 ---------- 5-10
5.5 節　まとめ ---------- 5-15

第5章　すべりダンパーの摺動履歴特性に依存するヒンジ機構の曲げ耐力

5.1節　はじめに

前章において,梁端下端フランジにすべりダンパーを設置したH形鋼梁の初摺動せん断力及び最大摩擦力せん断力の略算式として示した(4.2.1)式の計算値は，一部のtestrunを除いて，実験値と比較的に良い対応を示したことを報告した。しかしながら,(4.2.1)式では，図5.1.1に示す通り，すべりダンパー部のスロット位置断面に生じる偶力の偶力間距離jをフランジ重心間距離と仮定している。従って，すべりダンパー部スロット上部の梁断面長さに対してウエブ長さが大きい場合には，必ずしも適切な仮定でないことが予想される。

そこで，本章では，第4章で利用した梁試験体と同一形状，寸法を有する片持ち梁モデルを対象として，そのスロット上部の梁断面長さ（ウエブ長さ）を変更した場合の初摺動及ぶ最大摩擦力せん断力の変化を，第4章で妥当性を確認したすべりダンパーをすべりバネ要素でモデル化した有限要素解析法により数値解析実験を行い確認する。

得られた解析結果をもとに,(4.2.1)式の略計式の妥当性を検討する。

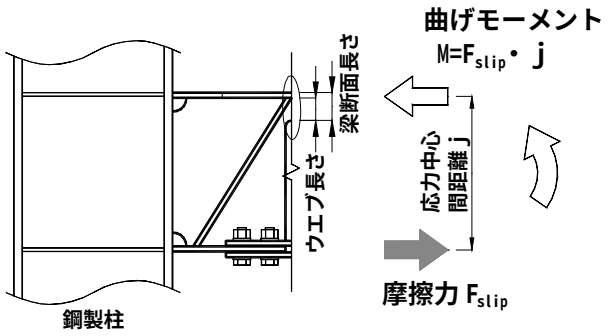


図5.1.1　(4.2.1)式の計算仮定

5.2節　解析方法

5.2.1　解析仮定

図5.2.1に梁試験体モデルの要素分割を示す。試験体のフランジ，ウエブ，ハ形スチフナ及び添板 ①,②の分割には，変位の内挿関数として2次多項式を利用するために，4.4節と異なり四角形八節点アイソパラメトリック要素(9積分点)を採用した。但し，一部のウエブ要素については，要素分割の都合上，三角形六節点アイソパラメトリック要素(3積分点)を使用した。鋼材要素は，4.4節と同様に，平面応力要素としている。なお，全

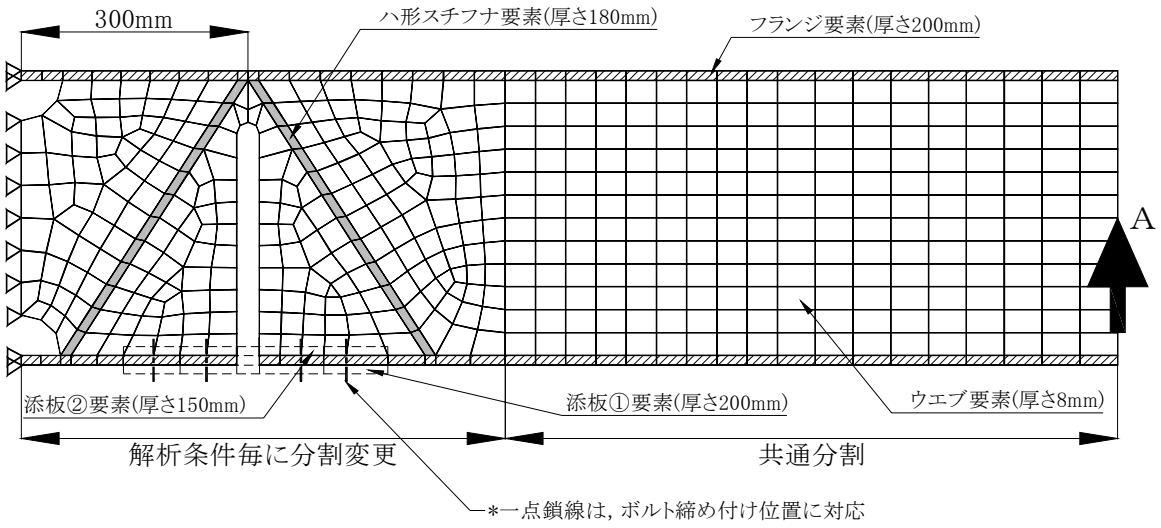


図 5.2.1　梁試験体モデルの要素分割

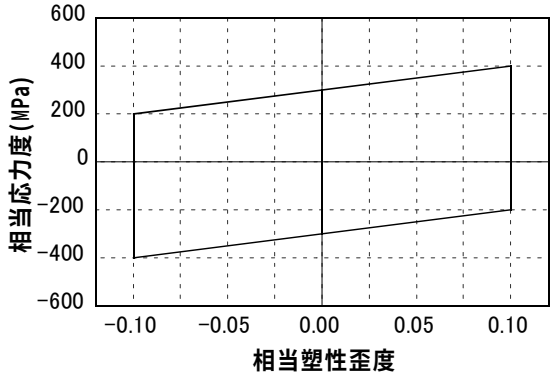


図 5.2.2　鋼材要素の相当応力度と相当塑性歪度の関係

ての鋼材要素は，降伏条件としてミーゼスの降伏条件を，硬化則として移動硬化則を有する弾塑性材料とし，その降伏点を 300MPa，ヤング係数を 200GP とした。なお，鋼材要素の降伏後の相当応力度と相当塑性歪度の関係における接線剛性をヤング係数の1/200として，相当塑性歪度が 10%に達する時の相当応力度が 400MPa(SS400 材の引張強さに相当)となるように，歪硬化の影響を設定した。図5.2.2に鋼材要素の相当応力度と相当塑性歪度の関係を示す。また，すべりダンパーをモデル化したすべりバネ要素のバネ定数は，4.4節に示した履歴ルールを適用した。

梁モデルの変位の境界条件として，図5.2.1に示す通り梁左端の全ての節点をピン支持した状態で，右端の節点 A に部材角 R=±1/50rad サイクルの１回分に相当する変位を与えた。解析のソルバーには，4.4節と同様に，汎用有限要素解析プログラム”Marc”を利用した。

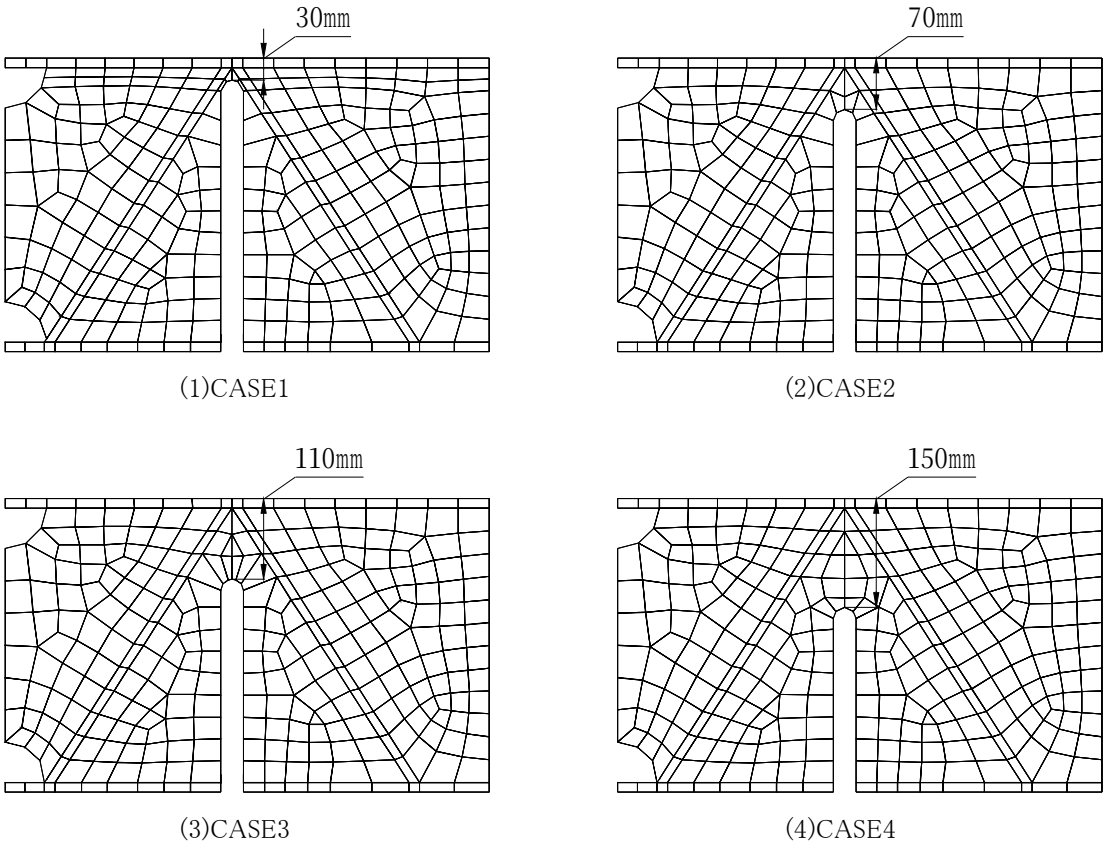


図 5.2.3　解析条件（スロット上部の梁断面長さ）

5.2.2　解析条件

解析条件として，図5.2.3に示すようにスロット上部の梁断面長さ(ウエブ長さは梁断面長さよりフランジ厚13mmを除いた値とする）として，CASE1～CASE4までの4つの長さを設定した。各CASEのスロット上部の梁断面長さは，CASE1で30mm，CASE2で70mm，CASE3で110mm，CASE4で150mmである。本研究で対象としているヒンジ機構においては，過大なスロット上部の梁断面長さがある場合には，すべりダンパーに大きな摺動が生じるとスロット頂部のウエブに大きな歪の発生が予想されるため，長すぎる梁断面は現実的ではない。そこで，本解析においては，最大の梁断面長さとして，当該ヒンジ機構において上端フランジ縁を中心にR=1/50radの回転角が発生した場合に，スロット頂部のウエブに10%の歪が発生することを想定したCASE4を上限として設定した。

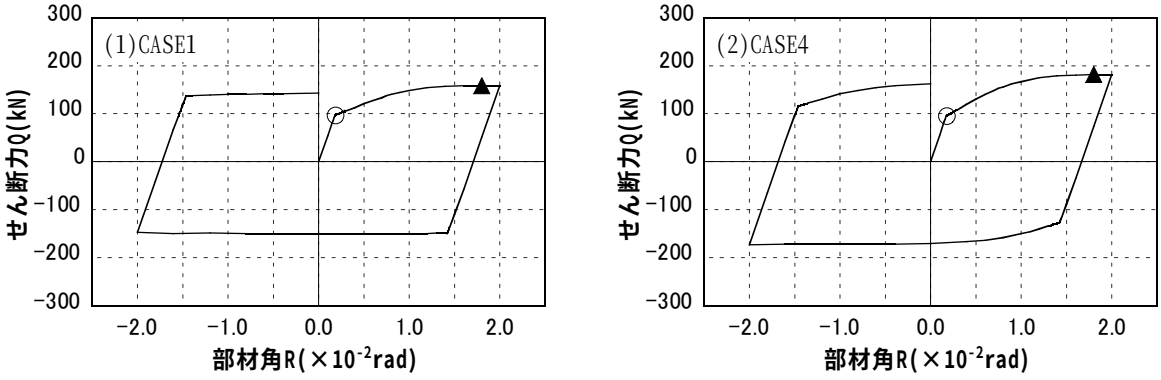
加えて，解析条件毎にすべりダンパーのボルト1本当りの初期ボルト張力として120kN，150kNを導入してすべりダンパーの負担摩擦力を変更し，あわせて8ケースの解析条件を設定した。なお，本解析では，当該梁試験体モデルの梁端部に曲げ降伏が生じない場合を想定して，すべりダンパーの負担摩擦力を決定した。

5.3節　解析結果

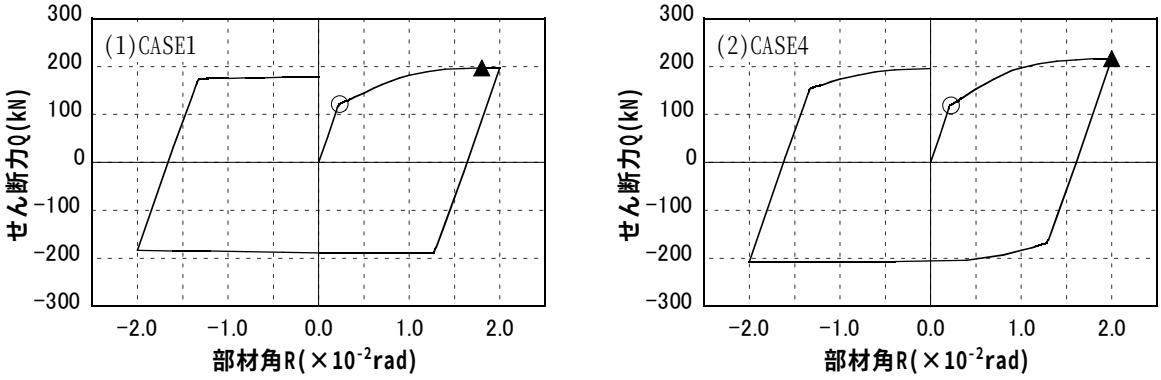
5.3.1　せん断力と部材角の関係

図5.3.1にCASE1及びCASE4のせん断力Qと部材角Rの関係の解析結果を示す。図中の○印は初摺動点を，▲印は最大摩擦力時を示している。ここで，初摺動点は，解析モデル上の4個のすべりバネ要素の負担摩擦力の平均値が，初摺動摩擦力を超過する点と定義した。最大摩擦力時として，4個のすべりバネ要素の負担摩擦力の平均値が最大となる点とした。なお，すべりダンパーには，部材角Rが正側に増加すると引張力が作用し，負側に減少すると圧縮力が作用するよう解析を行った。

図5.3.1に示す通り，CASE1とCASE4の初摺動せん断力には大きな差が見れらず，初摺動せん断力に対してスロット上部の梁断面長さの影響が小さいことが分かる。一方，最大摩擦力せん断力はCASE1に比較してCASE4の方が大きくなり，スロット上部の梁断面長さが長いほど，梁には大きなせん断力が生じていることが分かる。

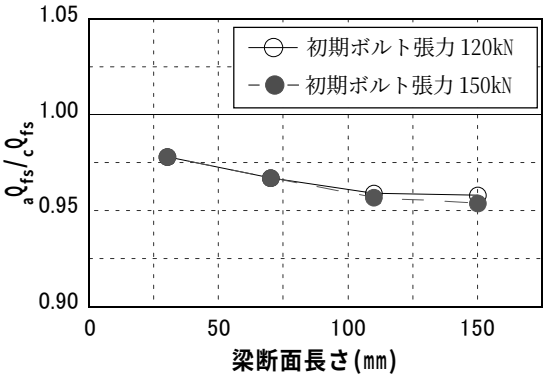


(a)初期ボルト張力120kN

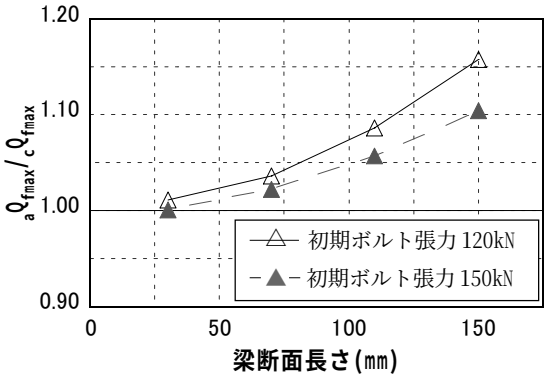


(b)初期ボルト張力150kN

図5.3.1　CASE1及びCASE4のQ-R関係の解析結果



(1)初摺動せん断力



(2)最大摩擦力せん断力

図5.3.2　初摺動及び最大摩擦力せん断力の(4.2.1)式による計算値と解析値の比較

続いて,(4.2.1)式より求めた初摺動せん断力及び最大摩擦力せん断力の計算値と各CASEの解析値の比較を行う。図5.3.2(1)に,(4.2.1)式より計算した初摺動せん断力の計算値${}_cQ_{fs}$に対する解析値${}_aQ_{fs}$の比率とスロット上部梁断面長さの関係を,図5.3.2(2)に(4.2.1)式より計算した最大摩擦力せん断力の計算値${}_cQ_{fmax}$に対する解析値${}_aQ_{fmax}$の比率とスロット上部梁断面長さの関係を示す。

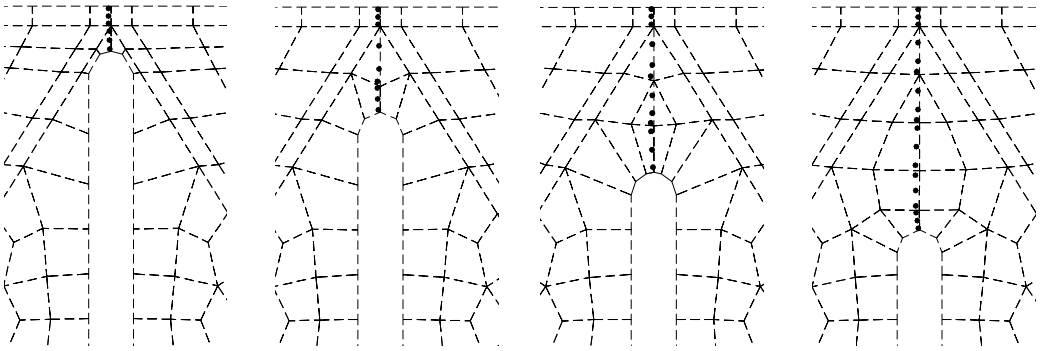
初摺動せん断力及び最大摩擦力せん断力に対するスロット上部の梁断面長さの影響について述べる。図5.3.2(1)に見られように，梁断面のウエブ長さの影響を考慮してない(4.2.1)式による初摺動せん断力の計算値は各CASEの解析値を若干過大評価しており,その度合は梁断面長さの増加に伴いやや大きくなる。一方,(4.2.1)式による最大摩擦力せん断力の計算値は，梁断面長さ30㎜でほとんどウエブがないCASE1の解析値とほぼ一致している。しかしながら，梁断面長さが増加すると,(4.2.1)式の計算値は各CASEの解析値を過小評価し，その度合は梁断面長さの増加に伴い顕著となる。

以上の検討結果から,(4.2.1)式は,初摺動せん断力の計算式として,解析値をやや大きく評価するものの，略算式として十分実用に足ると考えられる。一方，最大摩擦力せん断力の略算式として(4.2.1)式は適当でなく,スロット上部梁断面長さに応じて修正する必要がある。

5.3.2　スロット上部梁断面の応力度及び歪度の分布

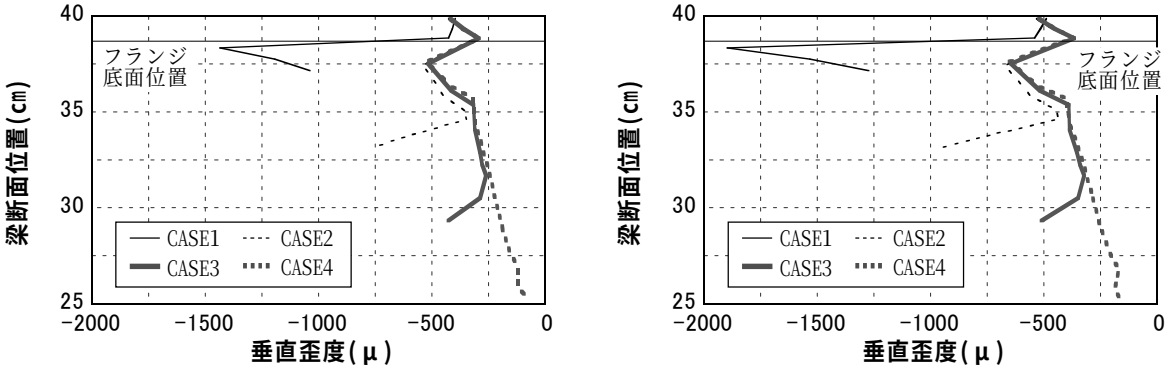
ここでは,先の解析より得られた初摺動時及び最大摩擦力時にスロット上部梁断面に生じる梁材軸方向の垂直応力度及び垂直歪度分布に着目し検討を行う。なお，検討に当って利用した梁材軸方向の垂直応力度及び垂直歪度は，図5.3.3に黒丸印で示したフランジ要素及びウエブ要素の積分点に生じた値を採用した。

初めに,すべりダンパー初摺動時のスロット上部梁断面に生じる垂直歪度が中立軸からの距離に比例する（平面保持が成立する）か否かの確認を行う。図5.3.4に，正加力時



(1)CASE1　(2)CASE2　(3)CASE3　(4)CASE4

図 5.3.3　垂直応力度及び垂直歪度をプロットした積分点の位置



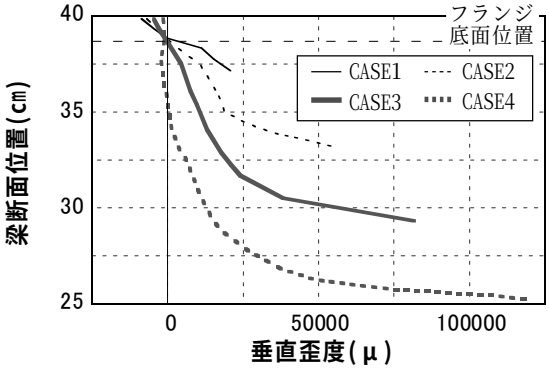
(1)初期ボルト張力 120kN　(2)初期ボルト張力 150kN

図 5.3.4　スロット上部梁断面に生じる垂直歪度分布(初摺動時)

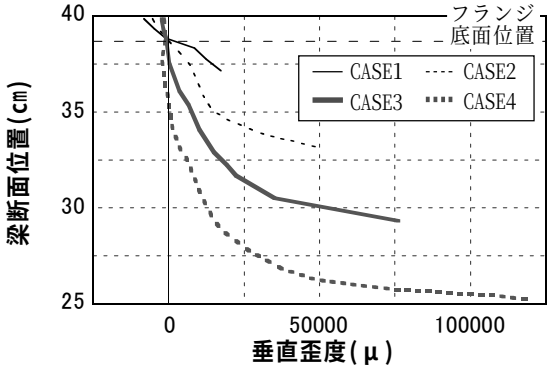
(スロットが開く方向)における CASE 毎のスロット上部梁断面に生じるすべりダンパー初摺動時の垂直歪度分布を示す。図中の破線はフランジ底面位置を示している。なお, 垂直歪度の符号は, 正符号で引張を, 負符号で圧縮を示している。本章では, 垂直応力度及び垂直歪度の符号は前記の通り記述する。

図5.3.4に示すように, フランジ底面真下のハ形スチフナが取り付く位置にやや大きな歪度が発生するとともに, CASE4を除きスロット頂部のウエブに大きな垂直歪度が生じている。この傾向は, ウエブ長さが最小の CASE1 においてより顕著であり, スロット上部の梁断面長さが小さい場合には, 平面保持を仮定することは必ずしも適切でないと考えられる。

続いて, すべりダンパーが最大摩擦力に達する時 (梁の部材角が概ね R=1/50rad 時) のスロット上部梁断面に生じる垂直歪度及び垂直応力度の分布について検討する。図5.3.5に, すべりダンパー最大摩擦力時にスロット上部梁断面に生じる垂直歪度分布を, 図5.3.6 に垂直応力度分布を, それぞれ CASE 毎に示す。先程と同様に, 図中の破線はフランジ底面位置を示しており, 図中の垂直歪度及び垂直応力度は, 図 5.3.3 に黒丸印で示

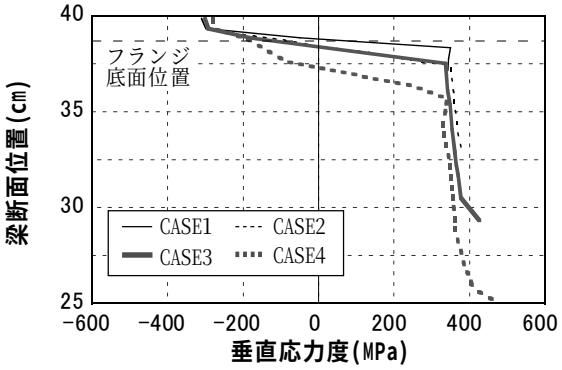


(1)初期ボルト張力 120kN

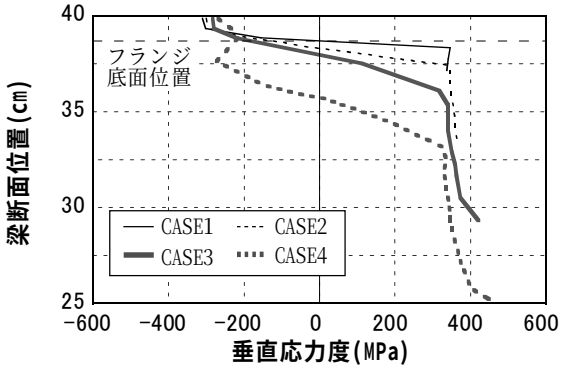


(2)初期ボルト張力 150kN

図 5.3.5　スロット上部梁断面に生じる垂直歪度分布(最大摩擦力時)



(1)初期ボルト張力 120kN



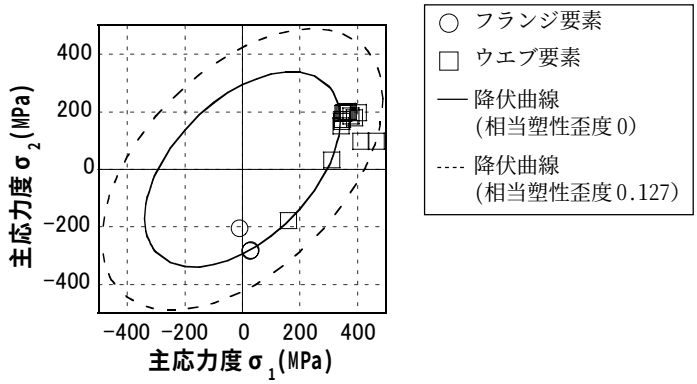
(2)初期ボルト張力 150kN

図 5.3.6　スロット上部梁断面に生じる垂直応力度分布(最大摩擦力時)

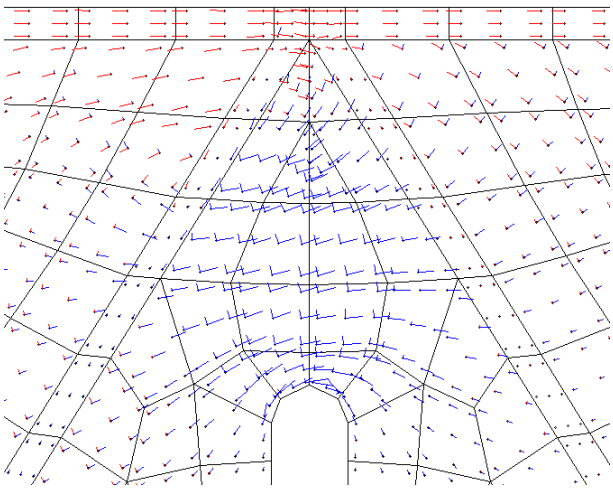
したフランジ要素及びウエブ要素の積分点に生じた梁材軸方向の垂直歪度及び垂直応力度とした。

本解析では，すべりダンパーが最大摩擦力に達する際に，梁の部材角が概ねR=1/50radに達し，すべりダンパーに大きな摺動が発生するように設定した。そのため，図5.3.5に見られるように，全ての解析CASEでスロット頂部のウエブに極めて大きな垂直歪度が集中し，平面保持仮定は成立していない。

また，すべりダンパーの負担摩擦力が，スロット上部梁断面の軸方向耐力に比較して小さいために，中立軸はスロット上部梁断面に存在している。スロット上部梁断面内の垂直応力度は，図5.3.6に示すように，全塑性と見なせる応力状態に達した。なお，ウエブが負担する垂直応力度は，設定した鋼材の降伏点300MPaを超過している。この原因は，図5.2.2に示した鋼材要素に想定した歪硬化による降伏曲線の拡大と最大主応力度が生じる主軸と梁材軸の方向が概ね一致したことによるものと考えられる。この点を確認するため，図5.3.7に，CASE4（初期ボルト張力120kN）の最大摩擦力時にフランジ要素及



(1)主応力度と降伏条件

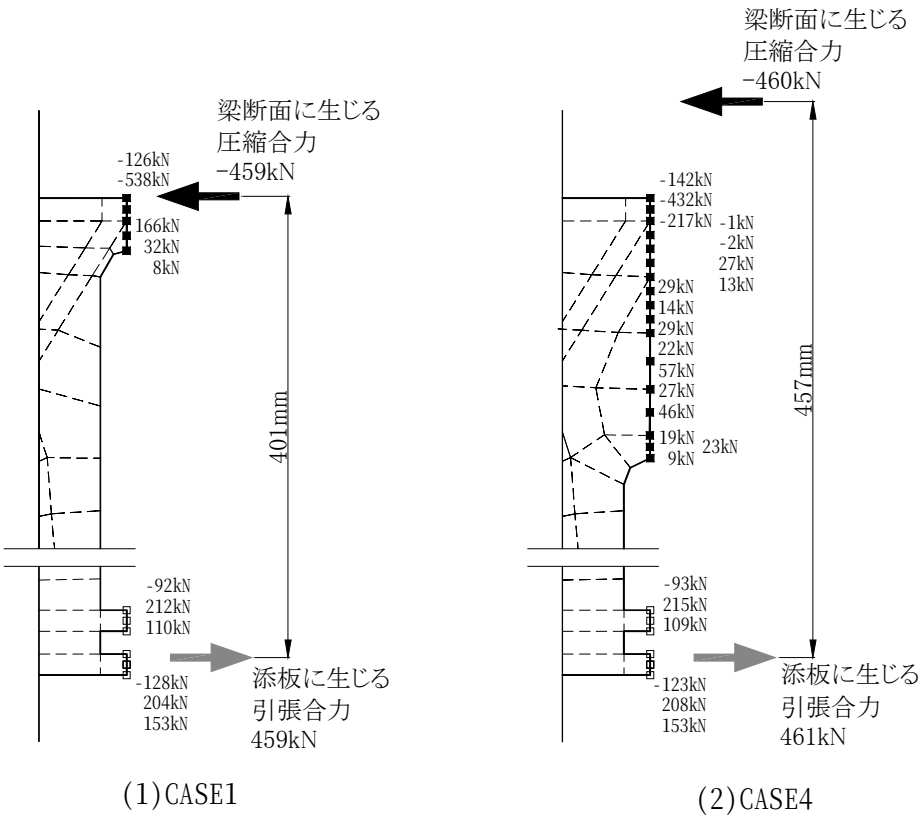


(2)主応力度分布

図 5.3.7　スロット上部梁断面に生じる主応力度(CASE4，120kN，最大摩擦力時)

びウエブ要素において，図 5.3.3 に示した積分点に生じた主応力度及びその近傍に生じた主応力度分布を例示する。図 5.3.7(1)中に，相当塑性歪度が 0 と 0.127（CASE4 のウエブ要素に生じた最大相当塑性歪度）に達する時の降伏曲線を併せて示す。図 5.3.7(2)中の，青色線は引張主応力度を，赤色線は圧縮主応力度を示している。図 5.3.7 に示されるように，図 5.3.6 に見られるウエブ要素に生じた垂直応力度が降伏点を超過する原因は，前記した通りの理由であることが確認できる。

続いて，スロット上部梁断面に生じる梁材軸方向の圧縮合力の大きさと，すべりダンパーの最大摩擦力の大きさが等しいことを確認する。図 5.3.8 に，CASE1，CASE4（初期ボルト張力 120kN）のスロット位置（梁の変位拘束端から距離 300㎜）の断面内に生じる梁材軸方向力を代表例として示す。スロット上部梁断面に生じる圧縮合力は，黒塗り正方形で示した節点に接続している図中のフランジ要素及びウエブ要素の梁材軸方向等価節点力の合力を示している。一方，添板の引張合力は，図中の添板要素において，白抜



(1)CASE1　　(2)CASE4

図 5.3.8　スロット位置の断面内に生じる梁材軸方向力(最大摩擦力時)の代表例

き正方形で示す節点の梁材軸方向等価節点力の合力を表している。合力の算定に用いた等価節点力の和を，該当節点の横に記載する。梁材軸方向力の符号は，正符号が引張力を，負符号が圧縮力を示している。なお，初期ボルト張力120kNにおけるすべりダンパーの最大摩擦力は459kNである。

図5.3.8に示す通り，CASE1及びCASE4において，添板に生じる引張合力は，すべりダンパーの最大摩擦力に一致しており，その引張合力とスロット上部梁断面に生じる圧縮合力は平衡状態にあった。なお，これは全ての解析条件において確認された。また，スロット上部梁断面長さの増加に伴い，上記の偶力間距離が増加することにより，負担できる曲げモーメントも増加した。

以上の解析結果から,当該ヒンジ機構における最大摩擦力曲げモーメントを算定する際には,(1)スロット上部梁断面の垂直応力度は全塑性と見なせる状態に達する,(2)スロット上部梁断面の梁軸方向合力はすべりダンパーの最大摩擦力に等しいとの,2つの条件を想定出来る。なお，梁が繰り返し部材角Rを受ける際に，当該すべりダンパーの摩擦すべり挙動の特性上，より小さな部材角Rにおいてすべりダンパーが最大摩擦力に達して,(1)と(2)の条件が同時に成立することは極めて稀であると考えられる。そのため，本解析結果において得られた最大摩擦力曲げモーメントは,(1)と(2)の条件が同時に成立する理想的な状態において，当該ヒンジ機構が発揮しうる最大曲げモーメントであることに

留意する必要がある。

5.4節　曲げ耐力の計算法

5.4.1　初摺動曲げモーメントの計算法

(4.2.1)式による初摺動せん断力の計算値が,スロット上部の梁断面長さの増加に伴い,初摺動せん断力の解析値に対してやや過大となることを，先の検討結果で示した。この点を修正するため，スロット上部の梁断面としてフランジ及びウエブを共に考慮し，計算式の簡略化のために大胆に平面保持を仮定し導出した初摺動せん断力 Q_{fs} 及び初摺動モーメント M_{fs} の略算式を(5.4.1)式に示す。

$$Q_{fs} = M_{fs} \Big/ L_s \tag{5.4.1}$$

$$M_{fs} = \frac{F_{fs}}{A_{sp}} \cdot Z = \sigma_{sp} \times 10^{-3} \cdot Z$$

$$Z = \frac{I}{(y_{sp} - x_n)}$$

$$I = I_f + I_w + I_{sp}$$

$$x_n = \frac{A_f \cdot y_f + A_w \cdot y_w + A_{sp} \cdot y_{sp}}{A_f + A_w + A_{sp}}$$

(5.4.1)式は，次の条件を満足する範囲で成立する。

$$\left|\sigma_{top}\right| = \left|\frac{x_n}{y_{sp} - x_n} \cdot \sigma_{sp}\right| \le \sigma_y, \left|\sigma_{bottom}\right| = \left|\frac{x_n - D_w}{y_{sp} - x_n} \cdot \sigma_{sp}\right| \le \sigma_y \tag{5.4.2}$$

ここで,

Q_{fs} : 初摺動せん断力(kN)

M_{fs} : 初摺動曲げモーメント(kN·mm)

$\sigma_{sp}\left(= F_{fs} \times 10^3 \Big/ A_{sp}\right)$: 初摺動時に添板に生じる平均応力度(MPa)

$F_{fs}\left(= n \cdot C_{fs} \cdot BT\right)$: すべりダンパーの初摺動摩擦力(kN)

n : 摩擦面数

C_{fs} : 初摺動すべり係数(0.309)

BT : すべりダンパーの初期ボルト張力の総和(kN)

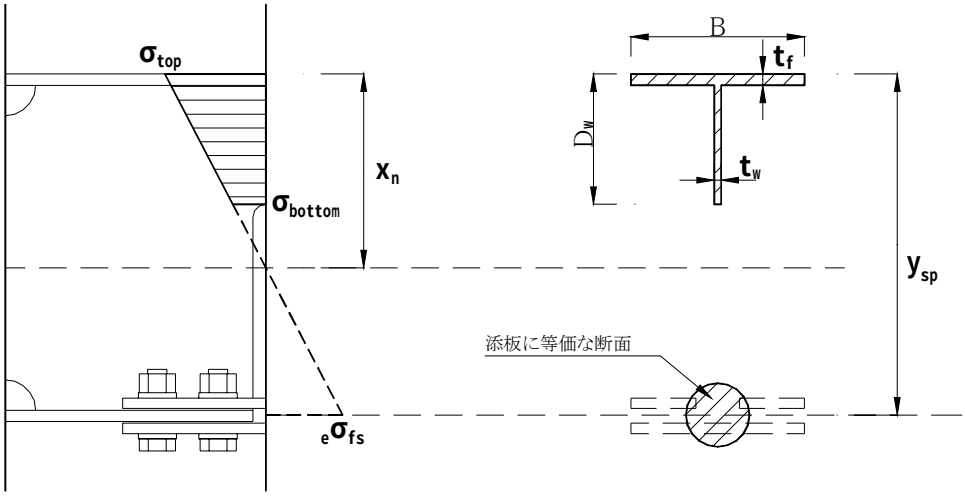
Z : 断面係数$\left(\text{mm}^3\right)$

I : 中立軸に関する断面2次モーメント$\left(\text{mm}^4\right)$

x_n : 梁上端断面縁から中立軸までの距離(mm)

I_f, I_w, I_{sp} : フランジ，ウエブ，添板の
中立軸に関する断面2次モーメント$\left(\text{mm}^4\right)$

A_f, A_w, A_{sp} :フランジ，ウエブ，添板の断面積(mm^2)
y_f, y_w, y_{sp} :梁上端断面縁からフランジ，ウエブ，添板
の断面重心までの距離(mm)
L_s :加力点からスロット中心までの距離(mm)
D_w :スロット上部の梁断面長さ(mm)
σ_{sp} :鋼材の降伏点(MPa)



(1)断面内の垂直応力度分布　　(2)断面形状

図 5.4.1　初摺動曲げモーメントの計算仮定

なお,(5.4.1)式を利用可能な条件として,スロット上部梁断面がすべて弾性範囲にあることを保証する(5.4.2)式が成立する必要がある。なお,(1)梁端フランジの降伏に先行してすべりダンパーの最大摩擦力が発揮される,(2)すべりダンパーの初摺動摩擦力は最大摩擦力に比較して小さい,(3)添板の断面積はフランジ断面積に比較して大きいという，3つの条件を勘案すると,(5.4.2)式は一般的に成立すると考えられる。

(5.4.1)式より求めた初摺動せん断力の計算値${}_cQ_{fs}$と各CASEの解析値${}_aQ_{fs}$の比較を行う。図5.4.2に，初摺動せん断力の計算値${}_cQ_{fs}$に対する解析値${}_aQ_{fs}$の比率とスロット上部梁断面長さの関係を示す。

(5.4.1)式の計算値は，解析値を1%～3%程度過大に評価し，スロット上部梁断面長さの増加に伴い計算値と解析値の差は減少した。これは，図5.3.4に示したように，梁断面長さの大きいCASE3，CASE4では，スロット上部梁断面に生じる梁材軸方向垂直歪度が比較的中立軸からの距離に比例する傾向にあり,(5.4.1)式の計算仮定(平面保持)が概ね適用できる範囲にあると考えられるためである。一方，梁断面長さの短いCASE1に関しては,スロット上部のウエブ部分の長さが短いため平面保持仮定の影響があまり表れず,(5.4.1)式と(4.2.1)式の計算値はほぼ一致する結果となった。なお，両式の計算値ともにCASE1の解析値を同程度に過大評価する結果となっている。

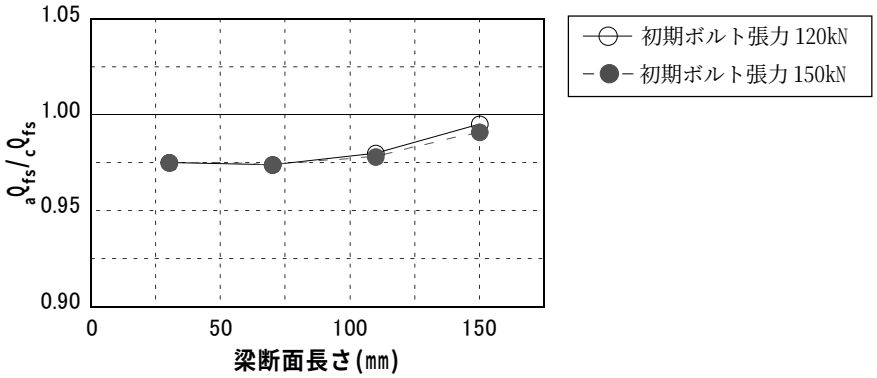


図 5.4.2　初摺動せん断力の(5.4.1)式による計算値 $_cQ_{fs}$ と解析値 $_aQ_{fs}$ の比較

なお, (5.4.1)式の計算値を 0.97 倍した値は，本解析の範囲では，初摺動せん断力の解析値を全て下回る評価となり得た。

5.4.2　最大摩擦力曲げモーメントの計算法

5.3.2の解析結果を考慮して, 当該ヒンジ機構の最大摩擦力曲げモーメントの略算式を(5.4.3)式に示す。

最大摩擦力曲げモーメントの算定に際しは, 図5.4.3に示すように, (1)スロット上部の梁断面内の垂直応力度は全塑性状態に達する, (2)中立軸はスロット上部の梁断面内に存在する, (3)すべりダンパーは最大摩擦力を発揮し，その最大摩擦力とスロット上部の梁断面に生じる梁材軸方向力とは釣り合う, の３点を仮定する。上記の仮定に基づいて, スロット位置の梁断面において, 図5.4.3(1-1), (2-1)に示す(1)中立軸がフランジ内にある場合と(2)中立軸がウエブ内にある場合の２つの梁材軸方向力の分布を想定して, 梁材軸方向力の釣り合いを検討し中立軸高さ x_n を求める。得られた中立軸高さ x_n に基づき, (5.4.3)式より最大摩擦力曲げモーメント及び最大摩擦力せん断力を算定する。

$$Q_{max} = M_{max} \Big/ L_s \qquad (5.4.3)$$

$$x_{n1} = \frac{F_{fmax} \Big/ \sigma_y + t_w \cdot D_w + t_f \cdot (B - t_w)}{2 \cdot B}$$

$$x_{n2} = \frac{F_{fmax} \Big/ \sigma_y + t_w \cdot D_w - t_f \cdot (B - t_w)}{2 \cdot t_w}$$

※x_{n1}, x_{n2}を上式で算定し，場合(1), 場合(2)に関して,
x_nが条件に当てはまる場合の M_{max}, x_nを採用する。

場合(1) : $0 \le x_{n1} \le t_f$ (中立軸がフランジ内にある場合)

$$M_{max} = -C_f \cdot y_{cf} + T_f \cdot y_{tf} + T_w \cdot y_{tw} + T_{sp} \cdot y_{sp}$$

$$C_f = B \cdot x_n \cdot \sigma_y \times 10^{-3}$$

$$T_f = B \cdot \left(t_f - x_n\right) \cdot \sigma_y \times 10^{-3}$$

$$T_w = t_w \cdot \left(D_w - t_f\right) \cdot \sigma_y \times 10^{-3}$$

$$T_{sp} = F_{fmax}$$

$$y_{cf} = x_n / 2$$

$$y_{tf} = \left(t_f + x_n\right) / 2$$

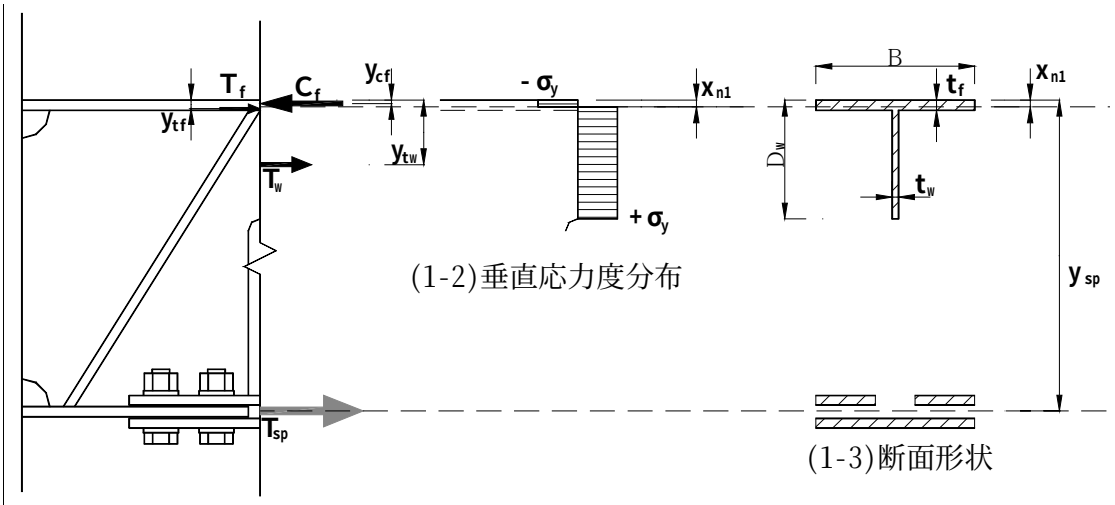
$$y_{tw} = \left(D_w + t_f\right) / 2$$

場合(2): $t_f < x_{n2} \le D_w$ (中立軸がウエブ内にある場合)

$$M_{max} = -C_f \cdot y_{cf} - C_w \cdot y_{cw} + T_w \cdot y_{tw} + T_{sp} \cdot y_{sp}$$

$$C_f = B \cdot t_f \cdot \sigma_y$$

$$C_w = t_w \cdot \left(x_n - t_f\right) \cdot \sigma_y \times 10^{-3}$$



(1-2)垂直応力度分布

(1-3)断面形状

(1-1)断面内の梁材軸方向力

図 5.4.3(1)　最大摩擦力曲げモーメントの計算仮定
(中立軸がフランジ内にある場合)

$$T_w = t_w \cdot (D_w - x_n) \cdot \sigma_y \times 10^{-3}$$

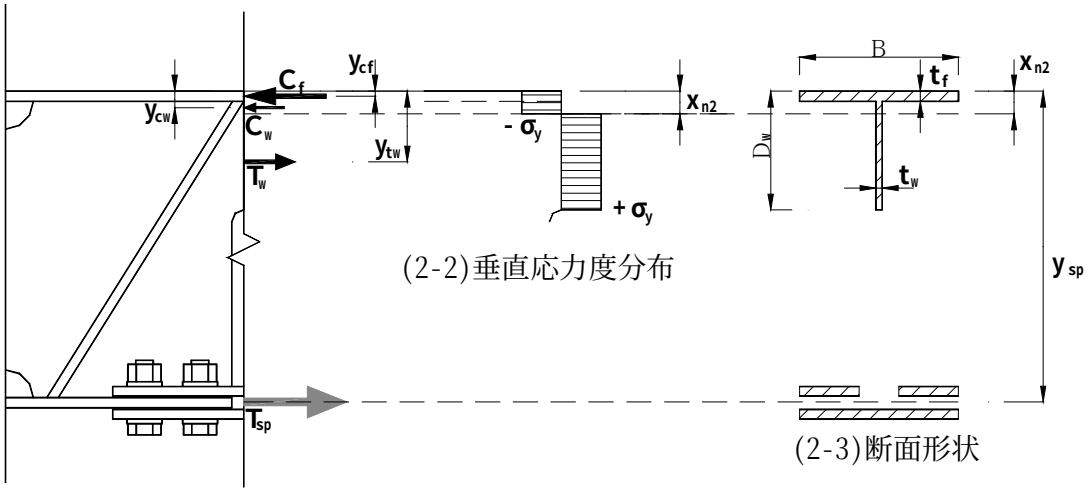
$$T_{sp} = F_{fmax}$$

$$y_{cf} = {t_f}/{2}$$

$$y_{cw} = {\left(t_f + x_n\right)}/{2}$$

$$y_{tw} = {\left(D_w + x_n\right)}/{2}$$

ここで,
$F_{fmax}\left(= m \cdot \mu_{max} \cdot \sum N_i\right)$: すべりダンパーの最大摩擦力(kN)
m：摩擦面数
μ_{max}: 最大すべり係数(0.487)
$\sum N_i$: すべりダンパーの初期ボルト張力の総和(kN)
x_{n1}, x_{n2}: 場合(1),(2)の梁上端断面縁から中立軸までの距離(mm)
y_{sp}: 梁上端断面縁から添板重心までの距離(mm)
L_s: 加力点からスロット中心までの距離(mm)
B：フランジ幅(mm)
D_w: スロット上部の梁断面長さ(mm)
t_f: フランジ厚さ(mm)
t_w: ウエブ厚さ(mm)
σ_y: 鋼材の降伏点(MPa)



(2-2)垂直応力度分布

(2-3)断面形状

(2-1)断面内の梁材軸方向力

図 5.4.3(2)　最大摩擦力曲げモーメントの計算仮定
(中立軸がウエブ内にある場合)

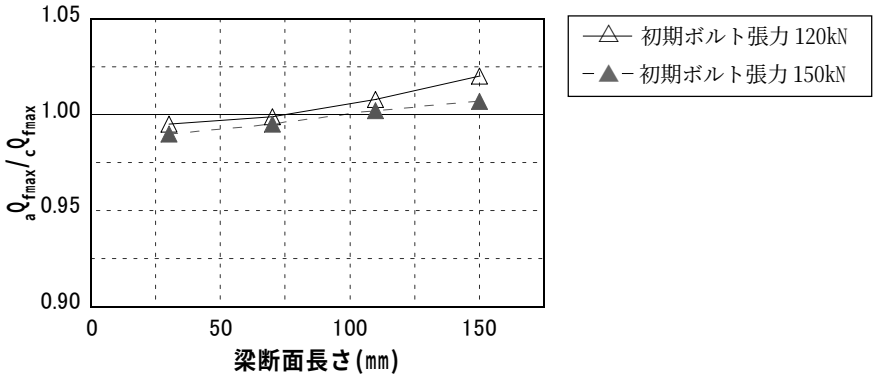


図 5.4.4　最大摩擦力せん断力の(5.4.3)式による計算値 $_cQ_{fmax}$ と解析値 $_aQ_{fmax}$ の比較

(5.4.3)式より求めた最大摩擦力せん断力の計算値 $_cQ_{fmax}$ と各CASEの解析値 $_aQ_{fmax}$ の比較を行う。図5.4.4に，最大摩擦力せん断力の計算値 $_cQ_{fmax}$ に対する解析値 $_aQ_{fmax}$ の比率とスロット上部梁断面長さの関係を示す。なお,(5.4.3)式により最大摩擦力せん断力を算定するに当って，スロット上部梁断面が全塑性状態に達する時の応力度は鋼材の降伏点として，歪硬化及び２軸応力下の降伏条件の影響は考慮していない。

図5.4.4に示す通り,(5.4.3)式の計算値は解析値と概ね一致した。但し，スロット上部の梁断面長さの増加に伴い，計算値は解析値をやや過小評価する傾向が見られた。これは,(5.4.3)式により計算値を算定する際に，スロット上部梁断面に生じる応力度を鋼材の降伏点としたのに対して，CASE3，CASE4の解析結果では，スロット上部のウエブに大きな塑性歪度が発生し，歪硬化の影響によりその応力度が鋼材の降伏点を超過したためと推測される。

5.5節　まとめ

第4章で示したすべりダンパーを梁端下端フランジに設けたH形鋼梁の初摺動せん断力及び最大摩擦力せん断力の略算式(4.2.1)式に関して，スロット上部の梁断面長さ（ウエブ長さ）を変更した場合の妥当性を，第４章で示したすべりダンパーをすべりバネ要素でモデル化した有限要素解析による数値解析実験を行い検討した。その結果として，以下の知見が得られた。

１）数値解析実験の結果から，スロット上部の梁断面長さの増加に伴い，初摺動せん断力は若干低下するものの，その影響は比較的少ない。一方，最大摩擦力せん断力は，梁断面長さの増加に伴い大きく増大する。

２)(4.2.1)式による初摺動せん断力の計算値は解析値をやや過大に評価し,その度合は，スロット上部梁断面長さの増加に伴い増大する。(4.2.1)式による最大摩擦力せん断力

の計算値は，スロット上部梁断面長さが短いCASE1の解析値と一致しており，梁断面長さの増加に伴い解析値を大きく過小評価した。

3）すべりダンパー初摺動時に，スロット上部の梁断面内に生じる梁材軸方向垂直歪度は，スロット上部梁断面長さが小さい場合には，中立軸からの距離に必ずしも比例しない。

4）すべりダンパーに大きなすべり変位が生じると同時に最大摩擦力に達した場合には，スロット上部の梁断面内に中立軸が存在し，その断面に生じる梁材軸方向垂直応力度は全塑性と見なせる応力状態になる。

5）初摺動曲げモーメント及び初摺動せん断力の略算式として，スロット上部梁断面のフランジとウエブを共に考慮した(5.4.1)式を導出した。

6）最大摩擦力曲げモーメント及び最大摩擦力せん断力の略算式として，4項に示す計算仮定を用いて，(5.4.3)式を導出した。(5.4.3)式の計算値は，解析値と良い対応を示した。

本章の数値実験結果より，当該ヒンジ機構において，スロット上部の梁断面長さが大きくなると，最大摩擦力せん断力 Q_{fmax} が大きくなることが分かった。しかしながら，当該ヒンジ機構を有する梁が，多数回の繰り返し加力が生じるような荷重履歴を受ける場合には，スロット上部のウエブに亀裂が生じて，スロット上部梁断面長さが減少し，梁の耐力低下を起こす可能性がある。したがって，当該ヒンジ機構の実用化を目的とした設計法の検討を行う際には，この点に留意し，適切なスロット上部の梁断面長さを設定する必要がある。

第 6 章
結語

6.1 節　総括 ---------- 6-1
6.2 節　今後の研究課題 ---------- 6-3

第6章　結語

6.1節　総括

以下に，各章のまとめを示して本論の総括とする。

第1章では，本研究の背景とその目的を述べた。

第2章では，材質と強度の異なる3種類のアルミニウム合金板（純アルミ，Al-Mg系合金，Al-Cu系合金)を摺動材として挿入したすべりダンパー要素の動的加力実験を行い，以下の知見が得られた。

1）最大すべり係数は挿入したアルミニウム合金板の引張強さと負の相関を示した。
2）3種類のアルミニウム合金板の中では，Al-Cu系高強度アルミニウム合金板(A2017P)を用いた接合要素において，繰り返し摺動中にすべり係数の変化が最も少ない安定した挙動を示した。なお，いずれのアルミニウム合金板においても，摺動音は小さく無騒音に近い状態であった。
3）Al-Cu系高強度アルミニウム合金板を用いたすべりダンパー要素の繰り返し摺動時すべり係数に対して，初期ボルト張力及びボルト締付長さの影響は比較的少なかった。
4）Al-Cu系高強度アルミニウム合金板を用いたすべりダンパー要素の繰り返し摺動時すべり係数と累積変位の関係は，(2.4.1)式に示した非線形回帰式を用いて概ね評価可能であった。

第3章では，材質と強度の異なる3種類の銅合金板(純銅，黄銅，リン青銅)を摺動材として挿入したすべりダンパー要素の動的加力実験を行い，以下の知見が得られた。

1）初摺動すべり係数及び最大すべり係数は，摺動材として挿入した銅合金板の引張強さと負の相関を示した。
2）純銅板，りん青銅板を挿入したすべりダンパー要素では，繰り返し摺動に伴いすべり係数が大きく変化し，同一実験条件下での同一累積変位における繰り返し摺動時すべり係数のばらつきも大きい結果となった。一方，黄銅板を挿入したすべりダンパー要素では，繰り返し摺動に伴うすべり係数の増加は認められるものの，その挙動は精度良く評価可能であった。但し，黄銅板を挿入したすべりダンパー要素では，摺動時に大きな摺動音が発生した。
3）黄銅板を挿入したすべりダンパー要素では，初期ボルト張力180kNの場合の最大すべり係数並びに繰り返し摺動時の平均すべり係数が，初期導入ボルト張力が120kNの

場合のそれらに比較し，5%有意水準において有意に大きくなった。

４）黄銅板を挿入したすべりダンパー要素の繰り返し摺動時のすべり係数は，(3.4.1)式に示した非線形回帰式を用いて，概ね評価可能であった。

第4章では，Al-Cu系合金板を摺動材に用いたすべりダンパーを梁端下端フランジに設けたH形鋼梁の曲げせん断実験を実施し，以下の知見が得られた。

１）H形鋼梁に設置したすべりダンパーの負担摩擦力を調整し,(4.2.1)式により算定した最大摩擦力せん断力の計算値を梁端の曲げ降伏時せん断力の計算値に対して約1.1倍以下にすると,梁端部の鋼材の塑性変形を許容する在来型の梁と異なり,概ね完全弾塑性型に近いQ-R関係の応答が得られる。

２)(4.2.1)式により算定した最大摩擦力せん断力の計算値を梁端の曲げ降伏時せん断力の計算値に対して0.74倍以下にすると，梁端溶接部において亀裂を生じさせ得る大きな塑性変形の発生を抑制出来た。

３）初摺動せん断力の(4.2.1)式による計算値は，一部のtestrunの実験値と必ずしも一致していない。これは,梁試験体の繰り返し使用による初摺動すべり係数の低下等の影響及びすべりダンパーのすべり速度の影響が考えられる。すべりダンパーの摩擦すべりに依存する完全弾塑性型に近いQ-R関係の応答が得られた本実験では,梁の最大せん断力の実験値は,(4.2.1)式により予測出来る可能性が確認された。

４）すべりダンパーのボルト張力は，初摺動開始後に低下した後は，各サイクル中での変動は観られるものの，平均的には概ね一定のボルト軸力を保持した。但し，第2章で示したすべりダンパー要素実験より得られたボルト張力に比較し若干低下した。

５)すべりダンパーを梁端下端フランジに設けたH形鋼梁のQ-R関係及びQ-SLIP関係は，摩擦すべり挙動をすべりバネ要素として(4.4.1)式によってモデル化した非線形有限要素解析を行った計算結果と概ね良い対応が得られた。

第5章では，第4章で示したすべりダンパーを梁端下端フランジに設けたH形鋼梁の初摺動せん断力及び最大摩擦力せん断力の略算式(4.2.1)式に関して,スロット上部の梁断面長さ（ウエブ長さ）を変更した場合の妥当性を，第4章で示したすべりダンパーをすべりバネ要素でモデル化した有限要素解析による数値解析実験を行い検討した。その結果として，以下の知見が得られた。

１）数値解析実験の結果から，スロット上部の梁断面長さの増加に伴い，初摺動せん断力は若干低下するものの，その影響は比較的少ない。一方，最大摩擦力せん断力は，梁断面長さの増加に伴い大きく増大する。

2)(4.2.1)式による初摺動せん断力の計算値は解析値をやや過大に評価し,その度合は,スロット上部梁断面長さの増加に伴い増大する。(4.2.1)式による最大摩擦力せん断力の計算値は,スロット上部梁断面長さが短いCASE1の解析値と一致しており,梁断面長さの増加に伴い解析値を大きく過小評価した。

3) すべりダンパー初摺動時に,スロット上部の梁断面内に生じる梁材軸方向垂直歪度は,スロット上部梁断面長さが小さい場合には,中立軸からの距離に必ずしも比例しない。

4)すべりダンパーに大きなすべり変位が生じると同時に最大摩擦力に達した場合には,スロット上部の梁断面内に中立軸が存在し,その断面に生じる梁材軸方向垂直応力度は全塑性と見なせる応力状態になる。

5) 初摺動曲げモーメント及び初摺動せん断力の略算式として,スロット上部梁断面のフランジとウエブを共に考慮した(5.4.1)式を導出した。

6)最大摩擦力曲げモーメント及び最大摩擦力せん断力の略算式として,4項に示す計算仮定を用いて,(5.4.3)式を導出した。(5.4.3)式の計算値は,解析値と良い対応を示した。

6.2節　今後の研究課題

本節では残された研究課題の主要な項目を述べる。

1)Al-Cu系合金板及び黄銅板を摺動材とするすべりダンパーのすべり係数の母数(正規分布に従う場合は平均と分散)の推定には,より多く標本の収集が必要である。当該すべりダンパーのすべり係数に対するすべり速度の影響に関する研究が必要である。1本のボルトで締め付けたすべりダンパー要素試験体と梁下端に設置し群ボルトで締め付けられたすべりダンパーのすべり係数及びボルト張力の変化性状の違い定量的に把握する必要がある。また,電食対策を含めて異種金属同士の接触面を有するすべりダンパーの経年変化に関する研究が必要である。

2) 第4章の研究成果は,同一梁試験体を繰り返し使用した実験結果であるため,今後は別々の梁試験体を用いた実験を行い,初摺動せん断力及び最大せん断力の実験値に対する略算式による計算値及びすべりダンパーをすべりバネ要素でモデル化した有限要素解析による計算値との対応精度等について,さらなる実験研究により解明する必要がある。加えて,梁の負担せん断力が梁端の曲げ降伏時せん断力の計算値を下回る段階で,梁端に塑性変形が発生する原因について検討する必要がある。

3) 梁端下端フランジにすべりダンパーを設置したH形鋼梁と鋼製柱で構成される鋼構造剛接架構の地震時応答性状に関して実験及び解析により確認し,当該すべりダン

パーの摺動履歴に依存する新たなヒンジ機構によって,梁降伏型の全体降伏機構を形成する鋼構造剛接架構の耐震性能を評価するための手法を確立する必要がある。

謝辞

本論文は，筆者が平成10年4月に九州芸術工科大学芸術工学部環境設計学科環境システム講座の助手として赴任して以来，研究室のスタッフとして携わってきた研究のうち当該課題に関する研究成果を取りまとめたものです。従って，本研究は，著者一人によってなされたものでなく，大久保全陸先生を初めとする多くの方々のご協力を賜り達成されました。

大久保全陸先生には，九州芸術工科大学の助手として研究を続ける機会を与えていただくなど多方面に渡るご指導，ご鞭撻を頂きました。先生からは，本研究の着想となる重要な示唆を与えていただいたことを初め，研究者として未熟な筆者が本論文をまとめるまでに至りましたのも，先生の的確なご助言とご指導のおかげと感謝致しております。また，本論文の完成が，先生の約束の期日より大幅に遅延し，ご迷惑をおかけしたことを深く悔やんでおります。

崎野健治先生には，修士論文の作成から今日にいたるまでの研究の面に限らず，多方面に渡るご指導，ご鞭撻を頂きました。本論文に対しても，労を惜しまぬご指導，的確なご助言を頂き，深く感謝致します。

最後に，本研究の一部は，文部省科学研究費補助金・奨励研究（A）（課題番号：12750516）の助成を受け実施致しました。謹んで謝意を表します。

吉岡　智和