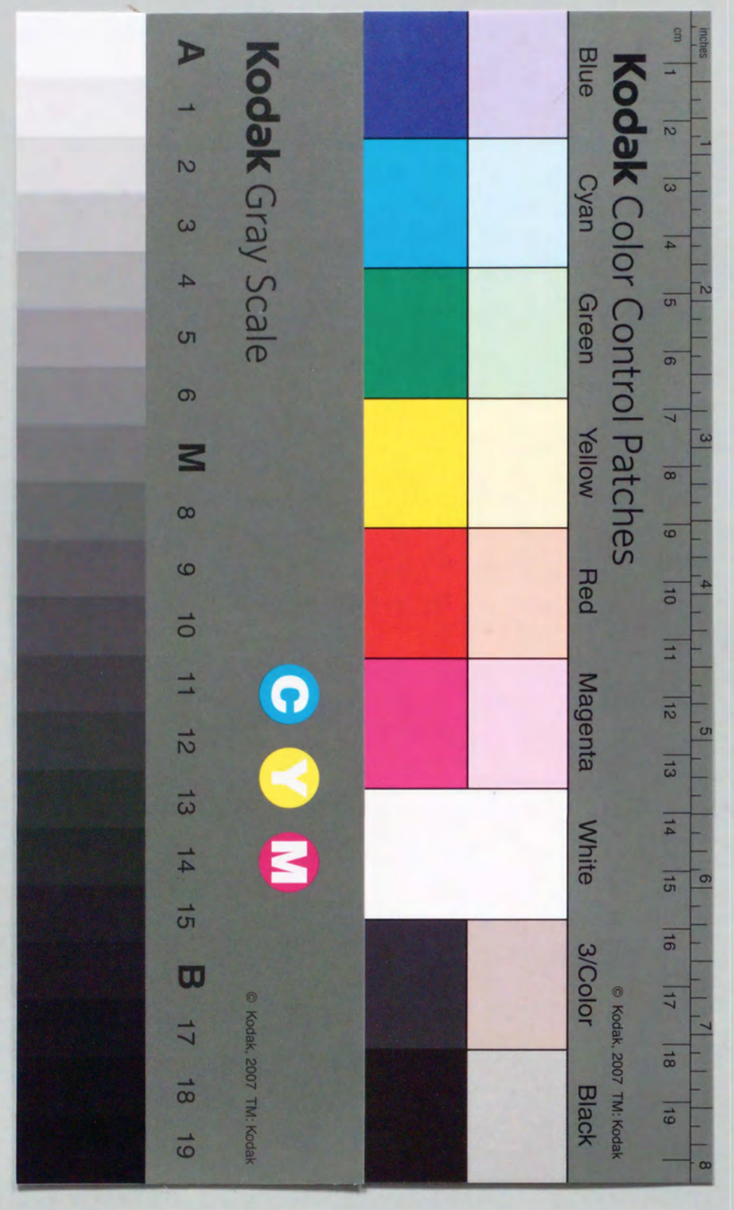
OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態に関する研究
Author(s)	秋山, 寿行
Citation	大阪大学, 1996, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3110060
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka



高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態に関する研究

1996年1月

秋 山 寿 行

①

高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態に関する研究

1996年1月

秋　山　寿　行

A Study on the Limit States of HSFG Bolted Joints

< Synopsis >

As a connection of steel structures, HSFG bolted joints are widely used today. The kinds of past studies on HSFG bolted Joints are various, and almost experimental studies, for example slipping resistance characteristic, shape effect, fatigue characteristic and so on. There are few studies about ultimate strength of friction joint beyond the slip limit. Ultimate strength of HSFG bolted joints is different depending on the relation between slip strength and yield strength. Therefore, in order to establish the rational design method, it needs that studies are carried out, considering the relation between slip strength and yield strength.

Because of the difficulties in expressing the faying surface and the complexity of the boundary conditions, there are few analytical studies about HSFG joints carried out up to present. However, analytical studies are indispensable for verifying the internal stress.

The safety of the current design method of HSFG bolted joint has been experimentally proved. However, the lack of coordination between design method and actual behavior of joints has been pointed out by many researchers. Therefore, with regard to HSFG bolted joint, the rational design method coordinating between design method and actual behavior shall be required.

In this paper, with regard to HSFG bolted joint under tension load or bending moment, limit state and deformation capacity are made clear with the experiment pointing out limit states of HSFG bolted joint. And the strength of HSFG bolted joint in steel I-Beams is investigated experimentally and analytically, in order to establish the rational design method and the construction method. Furthermore, for the introduction of limit state design, design codes on HSFG bolted joint based on limit state design concept is proposed.

This paper consists of eight chapters. Each chapter is outlined below.

Chapter 1 shows the difference of HSFG bolted joint design code between Japan and foreign countries, after describing the situation of study with regard to HSFG bolted joint. And it explains the subject of this study.

Chapter 2 describes the experiments using HSFG bolted joint under tension load. And the classifications of limit state and the estimation method of each class are proposed according to experimental data, using the ratio of slip strength to joint yield strength.

Chapter 3 describes the stress distribution influenced by faying surface and stiffness HSFG bolted joints by using the iso-parametoric finite element analysis.

Chapter 4 describes the experiments using HSFG bolted joint under bending moment. And the estimation method of slip strength considering interaction between flange and web at HSFG bolted joint is proposed.

Chapter 5 describes the experiments using steel I-Beam with 2 horizontal stiffeners on web, and the examination by the elasto-plastic finite displacement analysis in regard to ultimate strength of HSFG bolted joint panel. It is shown that when web aspect ratio of joint panel is small, horizontal stiffeners on web of joint panel can be omit.

Chapter 6 describes the examination by the elasto-plastic finite displacement analysis in regard to possibility that the horizontal stiffener can be omitted in HSFG bolted joint. And, the limiting aspect ratio and the limiting width-thickness ratio of joint panel is proposed, that the horizontal stiffener can be omitted in HSFG bolted joint.

Chapter 7 presents the design codes on HSFG bolted joint based on limit state design concept, according to the result obtained from above examinations.

Chapter 8 describes the conclusion obtained from this study.

目　次

第１章　序論

１．１ 高力ボルト継手に関する研究の現状 …… 1
１．２ 設計規準の国際比較 …… 2
　１．２．１ すべり係数
　１．２．２ すべりに対する安全率
　１．２．３ 許容伝達力
　１．２．４ ボルト孔控除（有効断面積）
　１．２．５ 継手設計に関する諸規準の経済比較
　１．２．６ まとめ
１．３ 本研究の目的と論文の構成 …… 10
　１．３．１ 本研究の目的
　１．３．２ 論文の構成
参考文献 …… 12

第２章　引張継手の限界状態に関する実験

２．１ 概説 …… 15
２．２ 供試体 …… 16
　２．２．１ 供試体の分類
　２．２．２ 供試体の製作条件
　２．２．３ 供試体の形状
２．３ 実験方法 …… 19
　２．３．１ 予備試験
　２．３．２ 引張実験
２．４ 実験結果 …… 24
　２．４．１ スリップタイプ
　２．４．２ 母材降伏タイプ
　２．４．３ 添接板降伏タイプ
　２．４．４ スリップ－降伏複合タイプ
２．５ 引張継手の限界状態の総括 …… 34
　２．５．１ すべり係数
　２．５．２ 線形限界
　２．５．３ 終局限界
　２．５．４ 変形能
　２．５．５ 設計規準に関する考察
　２．５．６ 限界状態の区分
２．６ 結論 …… 55
参考文献 …… 56

第３章　引張継手の応力および変形特性
３．１ 概説 …… 58
３．２ 解析モデル …… 58
３．２．１ 高力ボルト摩擦接合継手の解析モデル
３．２．２ 摩擦面のモデル
３．２．３ ボルト部のモデル
３．３ 引張継手の変形特性 …… 62
３．４ 引張継手の応力特性 …… 64
３．４．１ 母材純断面部の相当応力
３．４．２ 母材純断面部の板厚方向圧縮応力
３．４．３ ボルト軸力
３．５ 引張継手の限界区分 …… 74
３．５．１ 概説
３．５．２ 解析モデルの断面諸元
３．５．３ 継手の伸び
３．５．４ 母材純断面部の相当応力
３．５．５ ボルト軸力
３．５．６ まとめ
３．６ 結論 …… 78
参考文献 …… 79

第４章　曲げ継手の限界状態に関する実験
４．１ 概説 …… 80
４．２ 供試体 …… 80
４．２．１ 供試体の分類
４．２．２ 供試体の製作条件
４．２．３ 供試体の形状
４．３ 実験方法 …… 81
４．３．１ 荷重載荷および計測方法
４．３．２ 材料試験
４．４ 実験結果 …… 84
４．４．１ ＭＢＳタイプ
４．４．２ ＭＦＹタイプ
４．５ 曲げ継手のすべり機構 …… 87
４．５．１ すべり強度
４．５．２ 引張フランジの有効断面積
４．５．３ 終局強度
４．５．４ 変形量
４．６ 結論 …… 97
参考文献 …… 98

第５章　鋼Ｉ桁高力ボルト継手部の耐荷力実験
５．１ 概説 …… 99
５．２ 供試体 …… 99
５．２．１ 供試体の設計基本方針
５．２．２ 供試体の製作条件
５．２．３ 供試体の形状
５．３ 実験方法 …… 101
５．３．１ 荷重載荷および測定方法
５．３．２ 材料試験
５．４ 実験結果 …… 105
５．４．１ 桁の鉛直たわみ
５．４．２ すべり挙動
５．４．３ 終局強度
５．４．４ 継手パネルの面外たわみ
５．４．５ 継手パネルのひずみ
５．４．６ 実験結果のまとめ
５．５ 補剛添接板の構造詳細の影響 …… 113
５．５．１ 概要
５．５．２ 解析方法
５．５．３ 解析結果および考察
５．５．４ まとめ
５．６ 結論 …… 118
参考文献 …… 119

第６章　鋼Ｉ桁高力ボルト継手部の補剛法の合理化
６．１ 概説 …… 120
６．２ 解析モデル …… 121
６．２．１ 構造諸元
６．２．２ 初期不整
６．２．３ 荷重載荷方法
６．２．４ 解析モデルの妥当性
６．３ 継手部腹板における水平補剛材省略可能範囲 …… 128
６．３．１ 初期たわみのモード
６．３．２ 水平補剛材を有する継手部の曲げ強度
６．３．３ 鋼種SS400の場合の省略可能範囲
６．３．４ 鋼種SM490Yの場合の省略可能範囲
６．４継手部腹板の変形および応力分布 …… 134
６．４．１ 腹板の座屈モード
６．４．２ 作用曲げモーメントと腹板たわみの関係
６．４．３ 作用曲げモーメントと腹板応力の関係

6．5 垂直リブ付き添接板による補剛効果 …… 134
6．5．1 概説
6．5．2 詳細構造の検討
6．5．3 水平補剛材省略可能範囲
6．6 結論 …… 143
参考文献 …… 144

第7章 高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態設計法の試案
7．1 概説 …… 145
7．2 引張継手のすべり強度 …… 145
7．3 引張継手の降伏強度 …… 146
7．4 曲げ継手のすべり強度 …… 147
7．5 曲げ継手の降伏強度 …… 148
7．6 鋼Ｉ桁高力ボルト継手部腹板の補剛 …… 149
7．7 本提案に基づく試設計 …… 150
7．7．1 引張継手
7．7．2 曲げ継手
7．8 結論 …… 156
参考文献 …… 156

第8章 研究成果の総括 …… 157

記号一覧

A_e ：有効断面積
A_g ：総断面積
A_n ：純断面積
A_f ：フランジの断面積
A_w ：腹板の断面積
E ：弾性係数
F_m ：製作の係数
L ：継手部材長
M ：曲げの強度
M_F ：曲げの初期降伏強度
M_{SL}^* ：曲げのすべり強度（公称値）
M_U ：曲げの終局強度
M_{Uo} ：曲げの一般パネルの終局強度
M_{Yg} ：曲げの総断面降伏強度
M_{Yn}^* ：曲げのフランジ純断面降伏強度（公称値）
M_m ：材料の係数
N_a ：許容すべり力
N ：引張の強度
N_{BU}^* ：引張のボルト破断強度（公称値）
N_{FU}^* ：引張のフランジ破断強度（公称値）
N_{FY}^* ：引張のフランジ純断面降伏強度（公称値）
N_{PL} ：引張の線形限界
N_{PL}^* ：引張の線形限界（公称値）
N_{SL}^* ：引張のすべり強度（公称値）
N_{SU}^* ：引張の添接板終局強度（公称値）
N_{SY}^* ：引張の添接板純断面降伏強度（公称値）
N_U ：引張の終局強度
N_U^* ：引張の終局強度（公称値）
N_{Yg} ：引張の総断面降伏強度
N_{Yn} ：引張の純断面降伏強度
N_{Yn}^* ：引張のフランジ純断面降伏強度（公称値）
N_m ：ボルト軸力の係数
P_m ：線形限界の係数
R_m ：強度の平均値
R_n ：基準抵抗強度
S_m ：すべり係数の係数
T ：高力ボルト軸力

T_0 ：高力ボルト初期導入軸力
T_0^* ：設計ボルト軸力
V ：桁中央鉛直変位
V_F ：製作の変動係数
V_M ：材料の変動係数
V_N ：ボルト軸力の変動係数
V_P ：線形限界の変動係数
V_R ：変動係数
V_S ：すべり係数の変動係数
V_{SC} ：M_{SL}^*に対する桁中央鉛直変位
V_{YC} ：M_{Yn}^*に対する桁中央鉛直変位

a ：継手パネル幅
b ：フランジ幅
h_w ：腹板高
k_R ：下界の程度を示す定数
t_f ：フランジ板厚
t_s ：添接板板厚
t_w ：腹板板厚

α ：腹板アスペクト比
β ：すべり強度・純断面降伏強度比
ε_y ：降伏ひずみ
λ_{pf} ：フランジ幅厚比パラメータ
λ_{pw} ：腹板幅厚比パラメータ
μ ：すべり係数
ν ：安全率
σ_{eq} ：相当応力
σ_U ：引張強度
σ_y ：降伏応力度
σ_y^* ：降伏応力度（公称値）
ϕ ：抵抗係数
ϕ_1 ：較正係数

図表一覧

図-1.1 諸規準に基づく高力ボルト配置
表-1.1 すべり係数
表-1.2 すべりに対する安全率（最大すべり耐力からの低減係数）
表-1.3 許容伝達力（ボルト軸の単位断面積あたりの伝達力）
表-1.4 引張部材のボルト孔による断面控除の影響
表-1.5 引張部材の高力ボルト摩擦接合継手による重量増および工事費（増額分）

図-2.1 供試体の形状（第１シリーズ）
図-2.2 供試体の形状（第２シリーズ）
図-2.3 Ａ４タイプの実験結果
図-2.4 Ａ６タイプの実験結果
図-2.5 Ｂｆ４タイプの実験結果
図-2.6 Ｂｆ６タイプの実験結果
図-2.7 Ｂｆ２－ａタイプの実験結果
図-2.8 Ｂｆ２－ｂタイプの実験結果
図-2.9 Ｂｓ４タイプの実験結果
図-2.10 Ｂｓ６タイプの実験結果
図-2.11 Ｃ６タイプの実験結果
図-2.12 Ｃ２－ａタイプの結果
図-2.13 Ｃ２－ｂタイプの結果
図-2.14 降伏強度－すべり限界の相関
図-2.15 破断強度－ボルト破断強度の相関
図-2.16 継手を有する引張部材
図-2.17 応力－ひずみ（Ａ，Ｂｆタイプの継手を含む部材および継手を含まない部材）
図-2.18 継手を含む部材の応力－ひずみ
図-2.19 すべり係数μ－β
図-2.20 線形限界実験値／純(総)断面降伏強度－β
図-2.21 すべり強度実験値／公称抵抗強度－β
図-2.22 線形限界実験値／公称抵抗強度－β
表-2.1 供試体の断面諸元（第１シリーズ）
表-2.2 供試体の断面諸元（第２シリーズ）
表-2.3 鋼板の機械的性質
表-2.4 すべり係数
表-2.5 線形限界
表-2.6 終局限界
表-2.7 継手を含む部材の変形能
表-2.8 諸規準による線形限界荷重の比較（有効断面積の評価法の違い）

表-2.9　軸引張部材の終局強度
表-2.10　諸規準に基づく終局強度
表-2.11　継手供試体の安全率
表-2.12　変形能に関する条項の適用例
表-2.13　変形能を要する部材の必要板幅
表-2.14　抵抗係数φ
表-2.15　高力ボルト継手の限界状態の区分

図-3.1　解析の対象領域
図-3.2　有限要素分割
図-3.3　ボルト軸力の導入方法
図-3.4　荷重－全伸び
図-3.5　各荷重レベルにおける相当応力σ_{eq}の分布（Bf2－aタイプ）
図-3.6　各荷重レベルにおける相当応力σ_{eq}の分布（Bf2－bタイプ）
図-3.7　各荷重レベルにおける相当応力σ_{eq}の分布（C2－aタイプ）
図-3.8　各荷重レベルにおける相当応力σ_{eq}の分布（C2－bタイプ）
図-3.9　母材ボルト孔周辺の板厚方向圧縮応力σ_zの分布（aタイプ）
図-3.10　母材ボルト孔周辺の板厚方向圧縮応力σ_zの分布（bタイプ）
図-3.11　荷重－ボルト軸力
図-3.12　荷重－全伸び
図-3.13　母材純断面部の板厚中心における相当応力σ_{eq}
図-3.14　荷重－ボルト軸力
表-3.1　解析モデルの断面諸元
表-3.2　解析モデルの見かけの弾性係数
表-3.3　解析モデルの断面諸元

図-4.1　供試体の一般形状（MBS1）
図-4.2　高力ボルトの配置
図-4.3　荷重載荷方法
図-4.4　荷重－桁中央鉛直変位
図-4.5　荷重－引張フランジのボルト軸力
図-4.6　腹板の面外方向変形モード（MBS2）
図-4.7　すべり強度の算定
図-4.8　荷重－引張フランジのひずみ
図-4.9　フランジおよび腹板の幅厚比パラメータ
図-4.10　継手を有する鋼I桁
図-4.11　継手パネルおよび一般パネルの荷重－曲率（1/ρ）
図-4.12　継手を有する鋼I桁の荷重－曲率（1/ρ）
表-4.1　供試体テストパネルの断面諸元
表-4.2　鋼板の機械的性質

表-4.3　各種限界状態荷重
表-4.4　すべり係数
表-4.5　フランジに作用する引張力
表-4.6　すべり強度の推定
表-4.7　引張フランジの有効断面積比（A_e/A_n）
表-4.8　供試体テストパネルの幅厚比パラメータ
表-4.9　終局強度
表-4.10　継手を有する鋼I桁の変形量

図-5.1　腹板の補剛添接部（垂直リブ付き添接板）
図-5.2　継手パネルの形状
図-5.3　供試体の形状
図-5.4　荷重載荷方法
図-5.5　荷重－桁中央鉛直変位
図-5.6　腹板および圧縮フランジの面外たわみ
図-5.7　腹板のひずみ
図-5.8　上フランジのひずみ
図-5.9　腹板添接部のすきまの検討モデル
図-5.10　終局状態における継手パネルの崩壊モード（CASE1）
図-5.11　終局状態における継手パネルの崩壊モード（CASE2）
図-5.12　終局状態における継手パネルの崩壊モード（CASE3）
図-5.13　荷重－強制回転角
表-5.1　供試体継手パネルの断面諸元
表-5.2　公称曲げ降伏強度M_Y^*に対する継手各部の耐力の比率
表-5.3　鋼板の機械的性質
表-5.4　初期降伏強度M_Fおよび終局強度M_U
表-5.5　初期降伏強度M_Fおよび終局強度M_U［弾塑性有限変位解析による値］

図-6.1　鋼I桁の高力ボルト継手部の構造例（水平補剛材1段の場合）
図-6.2　簡易形式の継手部の腹板構造
図-6.3　解析モデルの要素分割
図-6.4　解析モデルの初期たわみ
図-6.5　純曲げの載荷方法
図-6.6　添接板の協力長の検討
図-6.7　腹板の添接板とフランジ面との桁高方向のすきまの影響
図-6.8　腹板パネルのアスペクト比と強度の関係（鋼種SS400）
図-6.9　腹板の幅厚比と強度の関係（鋼種SS400）
図-6.10　継手部水平補剛材の省略可能範囲（鋼種SS400）
図-6.11　腹板パネルのアスペクト比と終局強度の関係（鋼種SM490Y）
図-6.12　継手部水平補剛材の省略可能範囲（鋼種SM490Y）

図-6.13　終局状態における崩壊モード（$A_w/A_f=2.0$）
図-6.14　作用モーメントと腹板最大たわみの関係
図-6.15　一定荷重レベルにおける板曲げ応力度の最大値（鋼種SS400）
図-6.16　解析モデルの要素分割
図-6.17　解析モデルの初期たわみ
図-6.18　添接板補剛モデルと添接板補剛なしモデルとの強度の比較
図-6.19　垂直リブ付き添接板を用いた継手部の終局強度
図-6.20　垂直リブ付き添接板を用いた継手部の水平補剛材の省略可能範囲（鋼種SM490Y）
表-6.1　解析モデルの構造諸元
表-6.2　初期たわみモードに関する終局強度の比較
表-6.3　解析モデルの構造諸元（添接板補剛モデル）

図-7.1　すべり強度の算定
図-7.2　継手部水平補剛材の省略可能範囲（鋼種SS400）
図-7.3　継手部水平補剛材の省略可能範囲（鋼種SM490Y）
図-7.4　垂直リブ付き添接板による補剛
図-7.5　垂直リブ付き添接板を用いた継手部の水平補剛材の省略可能範囲（鋼種SM490Y）
図-7.6　引張継手の試設計の形状
図-7.7　曲げ継手の試設計の形状
表-7.1　引張継手の試設計の結果
表-7.2　曲げ継手の試設計の結果

第1章　序　論

1.1 高力ボルト継手に関する研究の現状

鋼構造物の継手にはボルト継手や溶接継手などがあり，ボルト継手としては一般的に高力ボルト摩擦接合継手が用いられている。高力ボルトが用いられるようになったのは1930年代前半で，イギリスにおいてである[1)]。その後の高力ボルト接合に関する研究はアメリカを中心に行われた。ドイツにおける研究は，アメリカにおける研究や普及に刺激されたものであり，1950年代前半より行われた。また，日本における研究もアメリカの刺激を受け，ドイツとほぼ同時期より行われ，1950年代中頃に鉄道トラス橋に初めて高力ボルト摩擦接合継手が採用された。

高力ボルト継手に関する既往の研究については，鋼構造接合資料集成[2)]に詳述されている。これには，1970年代中頃までの高力ボルト継手に関する研究の論文がリストアップされている。摩擦接合継手に関する研究は，すべり抵抗特性や形状効果，疲労特性など多様であり，ほとんどが実験的研究である。近年においても，摩擦接合継手に関する実験的研究が数多く行われており[3)-18)]，いずれも同様にすべり抵抗特性や形状効果，経年変化などに関するものである。また，継手部の設計の合理化をめざした研究も行われている。これらの既往の実験的研究はすべり耐力に着目したものが多く，継手部の強度および変形能など終局限界状態までを考慮した実験は少ない。

高力ボルト摩擦接合継手に関する解析的研究では，近年においては，田島[11)]が継手接合部において「ずれ」が生じている領域と生じていない領域とに分けて解析を行っている。この場合，ボルト軸力抜けなどによる効果を考慮することはできない。また，長嶋[19)]は継手のすべり問題に対して「剛体－ばねモデル」により解析を行っている。この場合，弾性変形としてすべりに至るまでの挙動を解析している。その他に，脇山[20),21)]は高力ボルト自体を対象にしてねじ形状や荷重分担に関する解析的研究を行っている。

以上のように高力ボルト摩擦接合継手に関する研究は，不明確なすべり抵抗が応力状態に与える影響が大きくすべり現象の扱い方が不明であり，また，ボルト周縁の境界条件について，複雑であるため処理が困難である。そのため，解析的研究はあまり行われておらず，実験的研究が中心になっている。また，解析的研究にしてもその結果を確認するために，実験が重要になってくる。

従来の高力ボルト摩擦接合継手の設計法の安全性については，経験的に実証されているが，設計法と実際の継手の挙動との整合性については，従来よりその欠如が指摘されている。たとえば，プレートガーダーの継手の設計では，フランジと腹板について個別に設計を行っているが，実際にはすべりに対し，両者が協同的に作用していることなどである。このため，高力ボルト摩擦接合継手については，設計法と実際の挙動との整合性を確保し，さらに，その力学的特性を活かした合理的な設計法が求められている。

1．2 設計規準の国際比較

ここでは，高力ボルト摩擦接合継手に関する設計規準について，すでに限界状態設計法に移行している諸外国の鋼構造設計規準とわが国の設計規準との比較を行う。そして，引張材の継手を対象にして経済比較を行い，鋼橋の高力ボルト摩擦接合継手の合理的かつ経済的設計を達成するための基礎的資料を得るものである。対象とする設計規準は，わが国の道路橋示方書[22]および鋼構造設計規準[23]，アメリカのAASHTO[24]，イギリスのBS 5400[25]，スイスのSIA 161[26]，ドイツのDIN 18800[27]である。以下において，これらの規準をそれぞれ「道示」，「鋼規準」，「AASHTO」，「BS」，「SIA」，「DIN」と略する。

1．2．1 すべり係数

各国の規準におけるすべり係数μの規定値を表-1.1に示す。すべり係数の値は摩擦面の処理方法によって大きく異なることが知られており，各国の規準で規定されているすべり係数は摩擦面処理方法の細分化によって適切な値を採用している。わが国の鋼構造設計規準の代表である道示では，黒皮を除去して摩擦面を粗面とした場合のすべり係数は 0.4，また，鋼規準では，黒皮を除去した後，屋外にて自然放置により赤錆状態とした場合として0.45としている。ブラスト処理の摩擦面に対しても，設計上は同様のすべり係数を採用している。

一方，わが国以外の各国の規準では，ブラスト処理の摩擦面に対してすべり係数0.50を規定している。 AASHTOやSIAでは，黒皮状態のままの摩擦面に対するすべり係数も規定されており，AASHTOで0.33，SIAで0.30となっている。また，BSおよびSIAでは規定されたすべり試験によってすべり係数を決定してもよいとある。

このように，摩擦面のすべり係数は，諸外国の規準では摩擦面の処理状態に応じて規定しており，またすべり試験によって決定することもできるが，わが国の規準では摩擦面の処理状態にかかわらず一律に規定している。

表-1.1 すべり係数

設計規準	すべり係数μ	摩擦面の処理または状況
道　示	0.4	黒皮を除去して粗面とする．
鋼規準	0.45	黒皮を除去した後，屋外に自然放置して発生させた赤錆状態とする． （許容力表示の値のまるめの影響により0.43程度となる．）
AASHTO	0.33 0.50	清浄な黒皮状態． ブラスト処理された炭素鋼および低合金鋼．
BS 5400	0.45 0.50	原則として規定のすべり試験により決定する． 黒皮を除去した後，屋外曝露． ショットブラストまたはグリッドブラスト処理． （BS 4395 Part 2 higher grade [parallel shank]を使用する場合，すべり試験により決定する以外は，このすべり係数を10%低減する．）
SIA 161	0.30 0.50	清浄，黒皮は除かれていない． サンドブラストまたはフレームクリーニング処理． （すべり試験により決定してもよい．）
DIN 18800	0.50	ショットブラスト処理． ２回の火炎放射． サンドブラスト処理．

注）ただし，摩擦面を塗装またはメッキ処理する場合については省略する．

1．2．2 すべりに対する安全率

すべりに対する安全率νについて比較検討する場合，設計書式によって荷重係数および抵抗係数に注意する必要がある。一般的に，摩擦接合継手部のすべりに対する設計書式は，式(1.1)のとおりである。

$$Na = \frac{1}{\nu} \cdot \mu \cdot T_0 \geq S \qquad (1.1)$$

ここに，Na ：許容すべり力
μ ：すべり係数
T_0 ：設計ボルト軸力
ν ：すべりに対する安全率
S ：作用力

表-1.2 すべりに対する安全率（最大すべり耐力からの低減係数）

設計規準	安全率 ν	備　考
道　示	1.7	すべり耐力が鋼材における降伏点に相当すると考え，許容引張応力度に対する安全率と同じと考える．
鋼規準	1.5	長期荷重に対して 短期荷重に対しては$\nu=1.0$ である．
AASHTO	1.33	作用荷重設計法(許容応力度設計) 強度設計法(荷重係数設計)では超過荷重すなわち[死荷重＋(活荷重＋衝撃)×5/3]に対して$\nu=1.0$ である． （許容伝達力，設計ボルト軸力およびすべり係数の規定値より算定した値である．）
BS 5400		使用限界状態 / 終局限界状態 部分材料係数 γ_m : 1.2 / 1.3 荷重付加係数 γ_{f3} : 1.0 / 1.1 k_h : 1.0 / 1.0 $\nu=\gamma_m/k_h$: 1.2 / 1.3 標準孔 ：$k_h=1.0$ 過大孔 ：$k_h=0.85$ 短い長孔：$k_h=0.85$ 長い長孔：$k_h=0.70$ ここに，k_hはボルト孔形状に関する係数である． 安全係数のフォーマットは，基準荷重をQ_k，部分荷重係数をγ_{fL}とすると，次のとおりである． $\gamma_{f3}\cdot[(\gamma_{fL}\cdot Q_k)$によるすべり力$] \leq$（高力ボルトのすべり耐力）$\cdot k_h/\gamma_m$
SIA 161		すべりによる構造物の損傷に対し高価な補修が必要となる場合 / その他の場合 低減率 α_R : 0.7 / 0.8 $\nu=1/\alpha_R$: 1.43 / 1.25 摩擦接合部は使用性の照査を行うものとし，作用荷重すなわち安全係数（＝荷重係数×抵抗係数）$\gamma=1$ として照査する．
DIN 18800	1.40	主荷重に対して （主荷重＋従荷重）に対しては$\nu=1.25$である．

ここで，この安全率νには抵抗係数とともに荷重係数が含まれている場合がある。したがって，ここですべりに対する安全率νを比較する際，抵抗係数すなわち最大すべり耐力からの低減係数によって比較する。

各国の規準におけるすべりに対する安全率νを表-1.2に示す。わが国の道示においては，すべり耐力が鋼材における降伏点に相当すると考え，常時荷重作用時におけるすべりに対する安全率は許容引張応力度に対する安全率と同様の1.7としている。

また，鋼規準におけるすべりに対する安全率は，長期荷重（常時）に対して1.50，短期荷重（異常時）に対しては常時のすべり許容値の50%割増しとし，安全率は1.00としている。しかし，鋼構造限界状態設計規準(案)[28]においては，使用限界状態設計における高力ボルト継手の設計耐力は，式(1.2)により算定するとある。

$$R = \phi_{」} \cdot {}_{」}R_{y} \qquad (1.2)$$

ここに，$\phi_{」}$ ：耐力係数（＝0.90）
${}_{」}R_{y}$ ：継手部降伏耐力（ここではすべり耐力）

この場合のすべりに対する安全率は1.11となる。また，終局限界状態設計における高力ボルトの最大耐力は，高力ボルトのせん断力に対する最大耐力でもって示し，すべりは対象としていない。

AASHTOにおける設計法は作用荷重設計法と強度設計法の２通りの方法がある。すべりに対する安全率は，作用荷重設計法では1.33である。一方，強度設計法では，摩擦接合継手は超過荷重（死荷重＋［衝撃を含む活荷重］×5／3）においてもすべらないように設計するものである。そして，超過荷重によるすべり荷重は，作用荷重設計法にある高力ボルトのすべり許容値の1.33倍を越えてはならないとあり，安全率は1.0である。

BSでは限界状態設計法が導入され，使用限界状態，終局限界状態のそれぞれについて安全性を照査することとなっている。すべりに対する安全率は，ボルト孔が標準孔の場合，使用限界状態に対して1.20である。終局限界状態では摩擦接合高力ボルトに対して設計終局耐荷力は次のうちの大きい方としている。

①すべり耐荷力
②せん断耐荷力と支圧耐荷力のいずれか小さい方

この①と②について，たとえば等級F10T，サイズM22 の高力ボルトの２面摩擦接合に対して試算すると，母材が40キロ鋼あるいは50キロ鋼で一般的な板厚(9㎜以上）の場合，高力ボルト１本当たりのすべり耐荷力はせん断耐荷力および支圧耐荷力よりも小さい。つまり，せん断耐荷力あるいは支圧耐荷力のいずれかが設計終局耐荷力となる。しかし，①のすべり耐荷力が設計終局耐荷力となる場合，終局限界状態におけるすべりに対する安全率は1.3 となる。ただし，この場合は荷重強度が使用限界状態と異なっているので，このまま安全率を比較することはできない。

SIA においても，まず使用性の照査すなわちすべりに対する照査を行い，その後，耐荷力の照査すなわちボルトのせん断と支圧に対する照査を行うこととなっている。そして，使用性の照査において，摩擦接合のすべりに対する抵抗強度は，すべりの効果を考慮して

低減率を規定している。そして，構造物の重要度に応じてその値を0.7あるいは0.8としている。したがって，これを安全率に換算するとそれぞれ1.43あるいは1.25となる。

また，DIN では，荷重の種別により，すべりに対して1.40あるいは1.25の安全率を規定している。高力ボルト摩擦接合においても，支圧応力を照査することを規定している。

すでに述べたように，許容応力度設計法に準拠している道示では，すべり耐力を鋼材における降伏点に相当するものと考えて安全率を規定しており，このことは接合部のすべりを終局限界状態と見なしているといえるであろう。一方，限界状態設計法に準拠している諸外国の規準では，接合部ですべりが生じるときを使用限界状態と考えて安全率を規定している。したがって，道示と諸外国の規準とではすべりに関する限界状態の考え方が異なっているといえる。すべりに対する安全率（すなわち，常時荷重時または使用限界状態荷重時における最大すべり耐力からの低減係数）を道示の規定値および諸外国の使用限界状態に対する規定値で比較すると，道示は他の規準に比べて大きな値を採用しており，安全すぎるといえるであろう。

１．２．３　許容伝達力

各国の規準における摩擦接合高力ボルトの許容伝達力を表 1.3に示す。許容伝達力はすべり係数および安全率の値によって各国とも異なっている。ここでは，わが国で一般的に用いられている等級F10Tクラスの高力ボルトに対し，ボルト１本の１摩擦面当たりの許容伝達力をボルト軸の断面積で除した値の許容せん断応力度τ_aで比較する。

わが国において，道示ではτ_a＝1.25tf/㎠，鋼規準ではτ_a＝1.50tf/㎠となっている。AASHTOにおいても摩擦面の処理方法やボルト孔の形状（たとえば標準孔，過大孔，長孔など）によって，それぞれτaが規定されている。BSおよびSIAではボルト１本あたりの摩擦伝達力の算定式が規定されている。そして，BSではAASHTOと同様にボルト孔の形状によって摩擦伝達力が低減されている。

DIN では，ボルト孔のクリアランスによってＧＶ接合（摩擦作用によって力が伝達される接合）と，ＧＶＰ接合（摩擦作用と同時にせん断力と孔内面支圧によって力が伝達される接合）が規定されている。そして，荷重の種別（主荷重，従荷重）およびボルトのサイズに応じて，それぞれボルト１本あたりの摩擦伝達力が規定されている。ＧＶ接合はわが国の高力ボルト摩擦接合に相当する。ＧＶＰ接合の許容伝達力はＧＶ接合の約1.86倍であり，非常に大きい値となっている。

道示の許容伝達力とBSの黒皮除去の摩擦面に対する値（使用限界状態，$\mu = 0.45 \times 0.9$ の場合）とを比較すると，両者の比（BS／道示）は1.42～1.45となっている。

道示ではすべり係数を 0.4として許容伝達力を規定しているが，ブラスト処理の摩擦面として外国と同様に仮にすべり係数を 0.5とした場合，許容伝達力は1.56tf/㎠になる。この場合，各国の規準と比較するとその比（各国規準／道示）は AASHTO では1.37， SIA（α_R＝0.7の場合）では1.25～1.28，DIN（ＧＶ接合）では1.13～1.19 であり，安全率の違いが現れている。

１．２．４　ボルト孔控除（有効断面積）

高力ボルト継手部において引張荷重が作用する場合，作用外力によって引張材の応力が

表-1.3　許容伝達力（ボルト軸の単位断面積あたりの伝達力）

設計規準	許容伝達力　（単位：tf/cm²）					
道　示	F10T について $\mu=0.40$　：1.25 〈1.00〉 $\mu=0.50$と仮定した場合：1.56 [1.00]					
鋼規準	F10T について $\mu=0.45$　：1.50					
AASHTO	作用荷重設計法に基づき，ASTM A490 について標準孔の場合 黒皮状態のままの摩擦面（$\mu=0.33$）：1.34 ブラスト処理の摩擦面　（$\mu=0.50$）：2.14 [1.37]					
BS 5400 注)4.	higher grade [parallel shank] について標準孔の場合					
		使用限界状態			終局限界状態	
		M20	M22	M24	M20	M22	M24
	黒皮除去の摩擦面 （$\mu=0.45\times0.9$）	1.77 〈1.42〉	1.81 〈1.45〉	1.77 〈1.42〉	1.64	1.67	1.64
	ブラスト処理の摩擦面 （$\mu=0.50\times0.9$）	1.97	2.01	1.97	1.82	1.86	1.82
SIA 161	強度クラス 10.9 について					
		低減率　$\alpha_R=0.7$			低減率　$\alpha_R=0.8$		
		M20	M22	M24	M20	M22	M24
	黒皮状態のままの摩擦面 （$\mu=0.30$）	1.17	1.20	1.17	1.34	1.37	1.34
	ブラスト処理の摩擦面 （$\mu=0.50$）	1.95 [1.25]	1.99 [1.28]	1.95 [1.25]	2.23 [1.43]	2.28 [1.46]	2.23 [1.43]
DIN 18800	主荷重に対し，接合される部材の鋼種St37，St52 について						
		M20	M22	M24			
	ＧＶ接合	1.85 [1.19]	1.82 [1.17]	1.77 [1.13]			
	ＧＶＰ接合	3.42 [2.19]	3.38 [2.17]	3.31 [2.12]			

注）1. M20，M22，M24 はボルトサイズを示す．
2. 〈　〉内の値は，道示の値(1.25tf/cm²)を1.00としたときの比率を示す．
3. [　]内の値は，道示においてすべり係数を0.5 と仮定した場合の値(1.56tf/cm²)を1.00としたときの比率を示す．
4. BS 5400 における終局限界状態の値は，摩擦耐荷力が設計終局耐荷力となる場合の値である．一般的には，せん断耐荷力あるいは支圧耐荷力のいずれかが，摩擦耐荷力よりも大きく設計終局耐荷力となる．

降伏応力に達すると，ボルト孔を通る断面においてポアソン効果により板厚が減少し，これによりボルト軸力が減少する。その結果，摩擦伝達力が減少し，すべりが発生する恐れがある。そして，すべり発生後は，高力ボルトと母材または添接板のボルト孔とが支圧状態になる。したがって，継手部の最大耐力は高力ボルトのせん断強度または支圧強度，あるいは母材や添接板の支圧強度または引張強度によって決まる。継手部の最大耐力が母材や添接板の引張強度によって決まる場合，部材の有効断面についてはボルト孔による断面控除を考慮する必要がある。一方，圧縮荷重が作用する場合，圧縮力により部材の板厚が増大し，これによりボルト軸力が増加する。このため，摩擦伝達力が増加するので，部材の有効断面についてはボルト孔による断面控除を考慮する必要がない。

各国の規準における引張部材のボルト孔による断面控除の影響の考え方を表-1.4に示す。ここで注目すべき点は，引張部材の有効断面の考え方および純断面における引張応力度の許容値の考え方である。引張部材の有効断面について，道示および鋼規準においてはボルト孔を控除した純断面積を有効断面積としている。一方，AASHTOではボルト孔による断面控除率を考慮しており，有効断面積は純断面積より大きいものとなっている。BSでは鋼材の材質に応じて有効断面積を規定しており，この有効断面積は純断面積と等しいあるいはそれより大きいものとなっている。このように，道示における有効断面は，AASHTOやBSなどに比べ安全側に評価されている。次に，部材の純断面における引張応力度の許容値について，道示および鋼規準においては，許容引張応力度すなわち降伏強度を基本にして許容値を規定している。しかし，AASHTOおよびSIA の強度設計法においては許容値として引張

表-1.4　引張部材のボルト孔による断面控除の影響

設計規準	有効断面積の考え方
道　示	総断面積からボルト孔の幅を控除した純断面積を有効断面積とする． 純断面積における引張応力度　≦　許容引張応力度
鋼規準	同　上
AASHTO	ボルト孔を控除した純断面積が総断面積の85％以上ならば，総断面積を有効断面積とする．また，15％を超える孔引き分については総断面積から減じる． 純断面積における引張応力度　≦　0.5×引張強度　：作用荷重設計法 純断面積における引張応力度　≦　1.0×引張強度　：強度設計法
BS 5400	有効断面積　$A_e=k_1\cdot k_2\cdot A_t \leqq A$ k_1：ピン孔の場合は0.65，その他は1.0 k_2：鋼材の材質による係数(等級43は1.2，等級50は1.1，等級55は1.0) A_t：ボルト孔を控除した純断面積 A　：総断面積
SIA 161	総断面積における引張応力度　≦　降伏強度 純断面積における引張応力度　≦　0.80×引張強度 （耐荷力照査において，作用荷重を安全係数γ倍した荷重に対して照査する $\gamma=\gamma_F\cdot\gamma_R=1.6$　ここに，γ_F:荷重係数(=1.4)，γ_R:抵抗係数(=1.15)
DIN 18800	ＧＶ接合またはＧＶＰ接合による連結の場合，ボルト孔による断面減少が始まる前に，その断面にあるボルトの許容伝達力の40％がすでに摩擦作用により伝達されるものとする．

強度を採用している。このように，ボルト孔がある引張部材の純断面における引張応力度の許容値の考え方について，わが国の規準と外国規準とは大きく異なっている。また，DIN では純断面積を有効断面積としているが，ボルト孔による断面減少が始まる前に荷重の一部が摩擦作用により伝達されているものとしており，他の外国規準とは異なっている。そして，道示よりも緩和された考え方であるといえる。

1．2．5　継手設計に関する諸規準の経済比較

前項までに述べた各国の規準に従って引張材における高力ボルト摩擦接合継手の設計を行い，この継手に対して経済比較を行う。

摩擦接合継手の設計条件は次のとおりである。

基本母材断面：幅480×板厚25㎜（材質は50キロ級）
作　用　力：各国の鋼材の公称降伏強度に相当する引張力
高力ボルト：等級F10T，サイズM22相当
すべり係数：黒皮除去の表面状態
（参考として，AASHTOに基づくケースについては，黒皮のままの表面状態とする）
ボルト孔：標準孔
ボルト間隔：各国規準を満足する範囲内で共通とする

これらの条件のもとで設計した継手部に対して，継手による工場製作費および現場工事費の増額を算出し，経済性の比較を行う。この場合，工場製作費および現場工事費は，鋼材費，製作加工費，桁架設工費，高力ボルト本締工費，塗装費などである。また，費用の算出については参考文献[29]をもとにする。　これらの計算より，ボルト配置を図-1.1に，経済性の比較を表-1.5に示す。この結果，高力ボルトの本数は諸外国の規準によると，道示による場合の67～83%となる。また，鋼板重量増分については52～63%，合計工事費では55～66%となる。以上の比較より，高力ボルト摩擦接合の設計規準に関し，日本の道示は諸外国の規準に比べ，より高い安全性を確保しているように思われる。

1．2．6　まとめ

高力ボルト摩擦接合継手に関する規定について，わが国の設計規準と諸外国の鋼構造設計規準とを比較すると，以下のような相違点が挙げられる。

① 摩擦面のすべり係数について，諸外国の規準では摩擦面の処理状態に応じて規定しているが，わが国の規準では，黒皮を除去した場合の実験値をもとに一種類のみ規定している。
② 摩擦接合のすべりに対する安全率に相違がある。
③ 母材および添接板の有効断面積の計算におけるボルト孔控除について，諸外国の規準では摩擦による伝達力を考慮して有効断面積の割増しを行っているが，わが国の規準では純断面積を考えている。

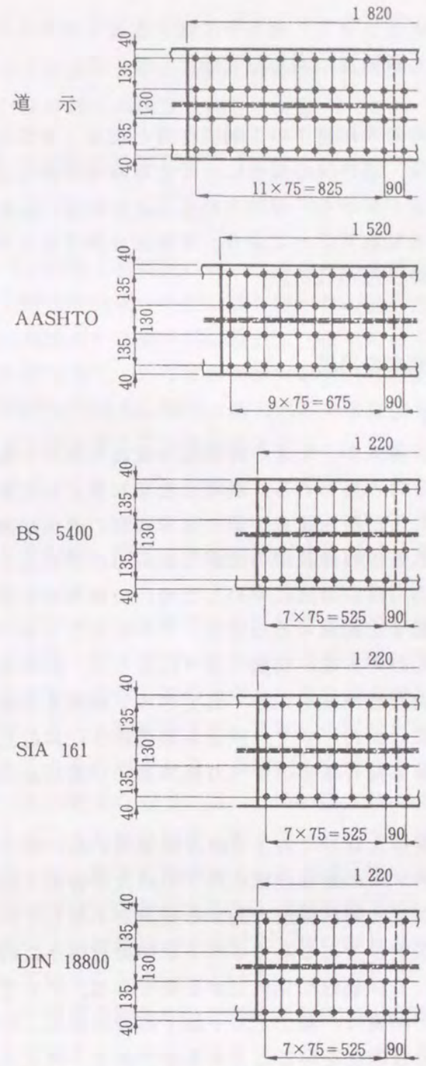


図-1.1　諸規準に基づく高力ボルト配置

表-1.5　引張部材の高力ボルト摩擦接合継手による重量増および工事費（増額分）

	継手断面						鋼材重量増				塗装面積（㎡）	工事費		
	母材	高力ボルト		添接板板厚(mm)		添接板長さ(mm)	鋼材重量増（kgf）			ボルト重量（kgf）		工場製作費	現場工事費	合計（円）
	板厚(mm)	本数(本)	長さ(mm)	1-480×2-215×			母材	添接板	合計					
道示	25→32	2×48=96	110	16	19	1,820	48	227	275 (1.00)	65 (1.00)	2.39 (1.00)	106,000	99,000	205,000 (1.00)
AASHTO	25→27	2×40=80	100	14	16	1,520	11	162	173 (0.63)	52 (0.80)	2.00 (0.84)	69,000	67,000	136,000 (0.66)
BS 5400	25→29	2×32=64	105	15	17	1,220	18	139	157 (0.57)	42 (0.65)	1.60 (0.67)	62,000	59,000	121,000 (0.59)
SIA 161	25→28	2×32=64	100	14	16	1,220	14	130	144 (0.52)	41 (0.63)	1.60 (0.67)	57,000	55,000	112,000 (0.55)
DIN 18800	25→30	2×32=64	105	15	18	1,220	23	143	166 (0.60)	42 (0.65)	1.60 (0.67)	65,000	61,000	126,000 (0.61)

注）（ ）内の値は道示を1.00とした場合の比率を示す。

④ 一部の外国規準にはフィットボルトに関する規定が設けられており，高力ボルトの支圧ないしはせん断強度の利用を可能にしている。

このような設計規準の差異が継手の工場製作費と現場工事費との合計工事費の増額に及ぼす影響を試算した結果，諸外国の規準によると道路示方書による場合の55～66％となり，わが国に比べ諸外国の方が経済的に設計されることになる。したがって，これらの相違点についてわが国の規準を見直すことにより，摩擦接合継手をさらに合理的かつ経済的に設計することができるものと思われる。

1．3 本研究の目的と論文の構成

1．3．1 本研究の目的

将来，鋼構造物の設計書式が，従来の許容応力度設計法から限界状態設計法へと移行せざるを得ない時が来るものと思われる。鋼構造物を対象とした限界状態設計法の策定に際しては，構造物，部材および断面構成要素の限界状態の適切な評価法を導入するとともに，継手構造についてもそれらの限界状態の把握と耐荷力の評価法を検討する必要がある。

わが国における許容応力度設計法に準拠した現行の鋼構造を対象とする設計規準[22),23)]の高力ボルト摩擦接合継手に関連する規定は，２０年以上も前のすべり耐力を中心とした実験データに基づいたものである。前節で述べたように，日本建築学会では最近，荷重係数設計法による新しい設計規準案を定め，高力ボルト摩擦接合継手の終局限界状態に関する照査式を導入している。また，すでに限界状態設計法に移行している欧米の鋼構造設計規準では，高力ボルト摩擦接合継手のすべり限界および終局耐荷力に関する明確な条項を与えている。

わが国においても，鋼構造設計に対する限界状態設計法の導入に備えて，主として板要素，部材および構造システムの終局強度に関する研究が蓄積されてきている。しかし，部材の継手部・連結部における終局強度に関する検討が不足しているように思われる。そのため，鋼構造の一般的な継手である高力ボルト摩擦接合継手に関しても，使用限界状態および終局限界状態について系統的な見直しが必要である。そして，板要素，部材および構造システムの終局強度と同様に，高力ボルト継手部の強度および変形能の的確な評価法を確立し，継手部の設計の合理化を図ることも重要であると考える。

高力ボルト摩擦接合継手に関しては，現在までに数多くの研究が行われている。既往の実験的研究では，摩擦面においてすべりが生じると，変位の連続性が失われるため，すべりを終局状態と考えているものが多く，すべりが発生した後の継手部の挙動に着目した研究は少ない。しかし，継手部はすべり以後も大きな余剰耐力を有しており，すべり現象が構造物に対して必ずしも致命的な損傷であるとはいい難い。したがって，合理的な設計法の確立のためにはすべり発生以降の挙動にも着目した研究が必要である。高力ボルト摩擦接合継手に関しては解析的研究はほとんどなく，実験的研究が中心となっている。実験的研究はもちろん重要性であるが，その結果を説明し，現象を一般化するためには解析的研究も必要である。

このような観点から本研究では，高力ボルト摩擦接合継手部の使用限界状態および終局

限界状態に着目した実験を行い，以下の項目に関して明らかにするものである。

Ⅰ．高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態と変形能
Ⅱ．高力ボルト摩擦接合曲げ継手の限界状態と変形能

さらに，以下の項目について解析的に検証を行う。

Ⅲ．高力ボルト摩擦接合継手部の局部応力

また，近年では，中小スパンの鋼Ｉ桁橋梁に対し，設計法の合理化や製作の自動化・省力化が求められている。鋼Ｉ桁の高力ボルト摩擦接合継手部の設計法・構造法に関しても例外ではない。したがって，高力ボルト継手部の設計法・構造法の合理化を図ることを目的として，鋼Ｉ桁の継手部の耐荷力について実験的また解析的に検討を行う。そして，鋼構造設計に対する限界状態設計法の導入に備え，高力ボルト摩擦接合継手の設計について限界状態設計法の設計規準案を提案することを目的とする。

1．3．2 本論文の構成

本論文は８章で構成されている。第２章以後の構成を以下に示す。

第２章では，高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態と変形能について述べている。まず，継手部摩擦面のすべり現象，継手部母材または添接板の降伏現象など，各種の限界状態が明らかとなるように系統的に計画した高力ボルト摩擦接合継手の引張試験を行っている。引張試験では，一般的なボルト配置を考慮した継手供試体に加え，第３章における解析的研究の結果を検証することを目的として，小数ボルトつまり高力ボルトを片側２本配置した継手供試体についても試験を行っている。この引張試験の結果より，現行のわが国の設計規準で限界状態としているすべり強度，継手部母材または添接板の降伏強度についての考察を行っている。さらに，限界状態設計法への移行に際し評価を与える必要があると考えられる高力ボルトや母材などの破断強度および変形能についての考察を行っている。また，各国の鋼構造設計規準と試験結果とを比較し，現行のわが国の設計規準が諸外国に比べて過大な安全性を有していることを示している。

第３章では，高力ボルト摩擦接合継手部の局部応力特性および変形特性について述べている。継手部の局部応力を評価するために，アイソパラメトリック要素を用いた弾塑性有限要素解析プログラムを開発している。この解析プログラムを用いて高力ボルト摩擦接合継手部の応力特性および変形特性について解析的に考察を行っている。そして，この解析結果と第２章で行っている小数ボルト継手の引張試験の結果との比較によりすべり機構についても考察を行っている。

第４章では，高力ボルト摩擦接合曲げ継手の限界状態と変形能について述べている。ここでは，鋼Ｉ桁の高力ボルト摩擦接合継手部を対象として曲げ試験を行っている。そして，第３章の引張試験の結果も合わせて比較を行い，純曲げを受ける鋼Ｉ桁における摩擦接合継手部のすべり強度特性および引張側フランジのボルト孔控除（有効断面積）について考察を行っている。また，曲げ試験により得られる継手を含むパネルの強度と弾塑性有限変位解析により得られる継手を含まない一般部のパネルの強度とを比較し，継手を有する鋼

I桁の終局強度および変形量について考察を行っている。

第5章では，鋼I桁の高力ボルト摩擦接合継手を有する腹板パネルの耐荷力について述べている。ここでは，現行の設計規準により水平補剛材2段を必要とする鋼I桁を対象とし，高力ボルト継手を有する腹板パネルの曲げ耐荷力実験を行っている。この実験により，腹板パネルにおける水平補剛材の省略の可能性，および水平補剛材を省略して腹板に補剛リブ付き添接板を採用した場合の補剛効果の検証を行っている。さらに，立体薄板構造の弾塑性有限変位解析プログラムを用いた耐荷力解析により，実験結果の検証を行っている。そして，継手を有する腹板パネルのアスペクト比が小さい場合，このパネルの水平補剛材を省略しても腹板パネルの曲げ降伏強度を確保することができることを明らかにしている。また，腹板において補剛リブ付き添接板による補剛方法は，極限強度を高める効果があることを明らかにしている。

第6章では，鋼I桁の高力ボルト摩擦接合継手部の腹板における補剛法の合理化について述べている。設計規準により水平補剛材を必要とする鋼I桁に対し，高力ボルト継手を有する腹板パネルにおいては，添接板により水平補剛材が分割される。そして，添接板と隣接の垂直補剛材との間隔が狭い場合，水平補剛材は短くなり桁の耐荷力に対してほとんど効果がないと考えられる。このような観点より，水平補剛材1段ないし2段の鋼I桁の曲げパネルにおける高力ボルト継手部を対象として，立体薄板構造の弾塑性有限変位解析プログラムを用いた耐荷力の数値解析を行っている。そして，数値解析の結果より，高力ボルト継手部腹板パネルにおける水平補剛材省略の可能な構造パラメータの範囲，および継手部の水平補剛材に代わる適切な補剛方法に関して提案している。

第7章では，前章までの検討結果をもとにして，高力ボルト摩擦接合継手部に関し，限界状態設計法に基づく設計規準案の提案を試みている。その項目として，引張部材および1形断面曲げ部材の継手のすべり強度，降伏強度に関するもの，また，鋼I桁高力ボルト継手部腹板パネルの補剛法に関するものである。そして，この提案した設計規準案に基づいて高力ボルト継手の試設計を行い，現行設計法による設計結果と比較して，本設計規準案の効果について述べている。

第8章は研究成果の総括であり，各章で明らかとなった結果をまとめるとともに，今後の研究課題について触れる。

参考文献

1) 田島：高力ボルト摩擦接合概説，技報堂，1966.
2) 日本鋼構造協会：鋼構造接合資料集成－リベット接合・高力ボルト接合－，技報堂，1977.
3) 菊川・田中・寺田：防錆処理した高力ボルト摩擦継手挙動の経時変化に関する実験的研究，土木学会第35回年次学術講演会講演概要集，I-110，1980.
4) 西村・宮永・梶谷：実橋摩擦接合高力ボルト軸力の経年変化，土木学会第35回年次学術講演会講演概要集，I-112，1980.
5) 西前・田原・西村：15年経過した高力ボルトの軸力測定，土木学会第35回年次学術講演会講演概要集，I-113，1980.

6) 寺田・名取：プレートガーダーの高力ボルト摩擦接合部の力学的特性，土木学会第37回年次学術講演会講演概要集，I-98，1982.
7) 吉原・小坂・大野：高力ボルトの軸力変動と滑り耐力に関する実験，土木学会第41回年次学術講演会講演概要集，I-281，1986.
8) 三ツ木・近藤・山田：軸力を低減した高力ボルト継手の挙動，土木学会構造工学論文集，Vol.34A，pp.431-438，1988.3.
9) 石原・畑中・谷平：17年間供用した実橋高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐荷力，土木学会第44回年次学術講演会講演概要集，I-208，1989.
10) 菊川・山口・佐岡：防錆処理高力ボルト継手の経年変化（10年間暴露した継手のすべり試験），土木学会第45回年次学術講演会講演概要集，I-140，1990.
12) 長嶋・山田・長島・成田：プレートガーダー継手のすべり強度試験および解析，土木学会構造工学論文集，Vol.37A，pp.1223-1234，1991.3.
11) 谷平・亀井・石原・田井戸：17年間供用された高力ボルト摩擦継手のすべり耐力に関する実験，土木学会構造工学論文集，Vol.36A，pp.1087-1096，1990.3.
13) 北後：高力ボルト摩擦接合のすべり耐力と部材表面の性状に関する基礎的調査研究，建築学会構造工学論文集，Vol.38B，pp.383-388，1992.3.
14) 金治・石原・小林：鋼製橋脚摩擦接合部の合理的設計に関する研究，土木学会構造工学論文集，Vol.39A，pp.1025-1034，1993.3.
15) 谷平・石原・指吸：締め付け厚の大きい高力ボルト継手の耐力特性調査と長期挙動予測，土木学会構造工学論文集，Vol.39A，pp.1035-1042，1993.3.
16) 辻岡・脇山：M30太径高力ボルト摩擦接合に関する実験的研究，建築学会構造工学論文集，Vol.39B，pp.439-446，1993.3.
17) 辻岡・脇山：多列高力ボルト摩擦接合部のすべり耐力に関する実験的研究，建築学会構造工学論文集，Vol.40B，pp.495-500，1994.3.
18) 越田・大熊：過大孔を有する高力ボルト摩擦接合部のすべり耐力，すべり係数に関する実験的研究，鋼構造年次論文報告集，Vol.2，pp.77-84，1994.11.
19) 長嶋・伊藤：剛体－ばねモデルを用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動解析，土木学会論文集，No.350，I-2，pp.341-350，1984.10.
20) 脇山・金・多田・桑原・宇野：高力ボルトのねじ形状に関する解析的研究－ねじ谷底の応力集中の緩和，日本建築学会論文報告集，No.452，1993.10.
21) 脇山・金・多田：高力ボルトはめあい部での荷重分担および応力集中に関する解析的研究，日本建築学会論文報告集，No.459，1994.5.
22) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，1990.2.
23) 日本建築学会：鋼構造設計規準，1970.
24) AASHTO：Standard Specifications for Highway Bridges, fourteenth edition, 1989.
25) BSI：BS 5400, Part 3. Cord of practice for design of steel bridges, 1982.
26) SSEA：SIA 161, Steel Structures, 1979.
27) DIN：DIN 18800 Teil 1, Stahlbauten, 1988.
28) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計規準（案）・同解説，丸善，1990.

29）(社)日本建設機械化協会編:橋梁架設工事の積算　平成二年度版
30）伊藤：ＤＩＮ規格の鋼構造用ボルト接合に関する規定，橋梁と基礎，1989.5.

第２章　引張継手の限界状態に関する実験

２．１ 概説

現在，わが国の鋼構造物の設計書式は許容応力度設計法に基づいているが，将来，許容応力度設計法から限界状態設計法へと移行せざるを得ない時が来るものと思われる。鋼構造物を対象とした限界状態設計法の策定に際しては，構造物，部材および断面構成要素と同様に，継手構造についても限界状態の把握と耐荷力の評価法を検討する必要がある。

鋼構造物の継手法として，一般的に高力ボルト摩擦接合継手が用いられている。わが国における現行の鋼構造を対象とする設計規準[1),2)]の高力ボルト摩擦接合継手に関連する規定は，すべり耐力を中心とした実験データに基づいたものである。すでに限界状態設計法に移行している欧米の鋼構造設計規準では，高力ボルト摩擦接合継手のすべり限界および終局耐荷力に関する明確な条項を与えている。このことに関し，第１章において，高力ボルト摩擦接合継手に関する各国の設計規準を比較し，相違のあることを示した。主な相違点は，許容応力度設計法と限界状態設計法との違いもあるが，すべり係数およびすべりに対する安全率が異なっている。その結果，わが国の道路橋示方書[1)]における高力ボルトの許容伝達力が他の規準に比べて小さくなっている。また，外国の規準においては，継手部のすべり後の耐力についても規定している。ボルト孔による断面控除の影響について，道示では他の規準に比べて安全側に規定されている。これらの設計規準に基づいて引張部材の継手の試設計を行い，わが国に比べ諸外国の方が経済的に設計されることを示した。

わが国において鋼構造設計に対する限界状態設計法の導入に対しては，高力ボルト摩擦接合継手に関しても，使用限界状態および終局限界状態について系統的な見直しが必要である。そして，板要素，部材および構造システムの終局強度と同様に，高力ボルト継手部の強度および変形能の的確な評価法を確立し，継手部の設計の合理化を図ることも重要であると考える。

高力ボルト摩擦接合継手に関する既往の実験的研究[3)-9)]はすべり耐力に着目したものが多く，継手部の強度および変形能など終局限界状態までを考慮した実験は少ない。本章では，系統的に計画した継手供試体を用いて，以下のことがらに着目して引張実験を行う。

①摩擦接合引張継手の終局限界の区分
②高力ボルト摩擦伝達力
③引張部材においてボルト孔による断面控除の影響
④高力ボルト摩擦接合引張継手の終局強度および変形能

そして，設計規準の力学条項の妥当性を実験的に確認し，わが国の鋼構造を対象とした限界状態設計法の導入に際しての基礎データを得ることを目的とする。

2．2 供試体

2．2．1 供試体の分類

供試体は，道路橋示方書(以下「道示」と略す)に基づいてすべり現象または降伏現象を独立に発現させるように設計した２種類の継手形式(Ａタイプ，Ｂタイプ)と，２つの現象の相関性を調査するための１種類の継手形式(Ｃタイプ)を考え，以下のように分類した。

Ａタイプ(スリップタイプ)：
母材および添接板が弾性状態において接触面のすべりが発生し，かつ，ボルトのせん断破断で終局状態に達する。

Ｂタイプ(降伏タイプ)：
母材と添接板の接触面のすべりが発生する前に，母材または添接板が降伏状態に達し，母材または添接板の破断により終局状態に達する。

Ｃタイプ(スリップ－降伏複合タイプ)：
母材および添接板の降伏と接触面のすべりが同時に生ずる。

Ａタイプは，母材と添接板の接触面のすべり限界とボルト破断を調べるためのモデルである。Ｂタイプは母材または添接板の降伏および破断を調べるためのモデルである。さらに，実際の設計において，母材ないしは添接板の降伏強度と接触面のすべり強度が等しくなる場合も考えられるので，これら２つの強度がほぼ一致するようにＣタイプを設計した。

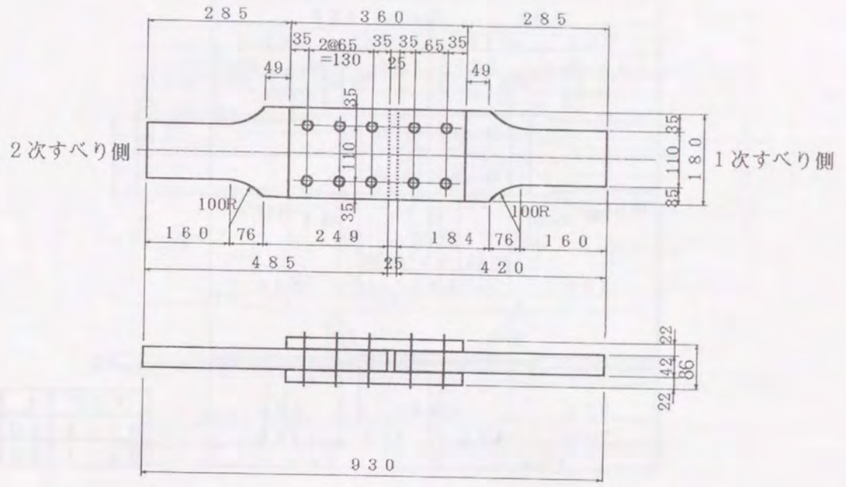
2．2．2 供試体の製作条件

継手供試体の製作条件は以下のとおりである。

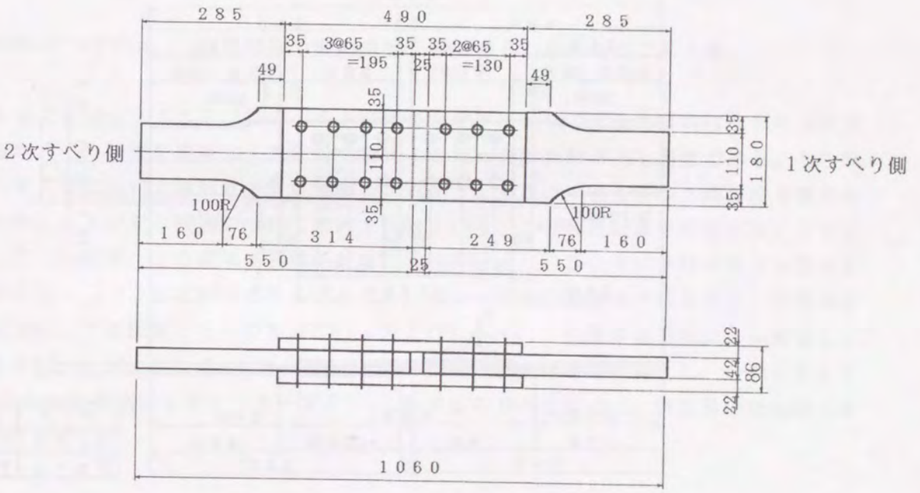
①継手は２面せん断とし，ボルトは２行配置とする。
②高力ボルトは等級F10t，サイズM20を使用する。鋼板は試験機の容量(200tf)を考慮して，継手形式ごとに鋼種SM570，SM490Y，SS400を適宜使用する。
③ボルト孔の径は22.5mmとする。
④すべり面はショットブラストにより黒皮を除去した後，赤錆を発生させ，組み立て時にワイヤーブラシなどを用いて浮き錆を除去する。
⑤高力ボルトの締め付けにはトルクレンチを使用する。そして，ボルト軸力を管理しながら，所定のボルト初期導入軸力18.2tf(設計軸力16.5tfの１割増し)を導入する。

2．2．3 供試体の形状

Ｂタイプは母材が降伏するタイプと添接板が降伏するタイプの２種類とし，それぞれＢf(母材降伏タイプ)およびＢs(添接板降伏タイプ)と表す。ＡおよびＢタイプのボルト本数は継手の片側で４本と６本の２種類とする。ただし，Ａタイプにおいてはできるだけ幅広い範囲のボルト本数についてすべり荷重を測定するため，一方のボルト本数を他方より一列増しとする。Ｃタイプのボルト本数は継手の片側で６本とする。同一供試体を各３体とし，合計２１体の供試体を製作した。供試体の呼び名は，供試体タイプ，ボルト本数，同一供試体内の通番で表し，例えば，Ａタイプのボルト本数４本の１番供試体の場合，Ａ４－１と表記する。図-2.1に供試体の形状，表-2.1に供試体の断面諸元を示す。これら

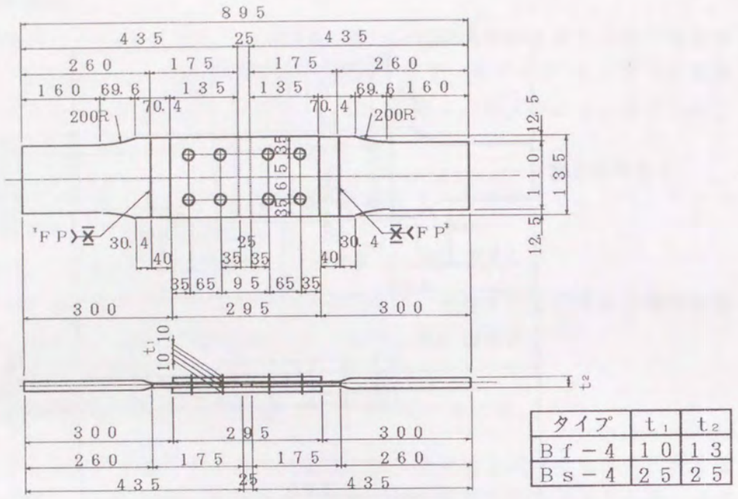


(a) Ａ４タイプ



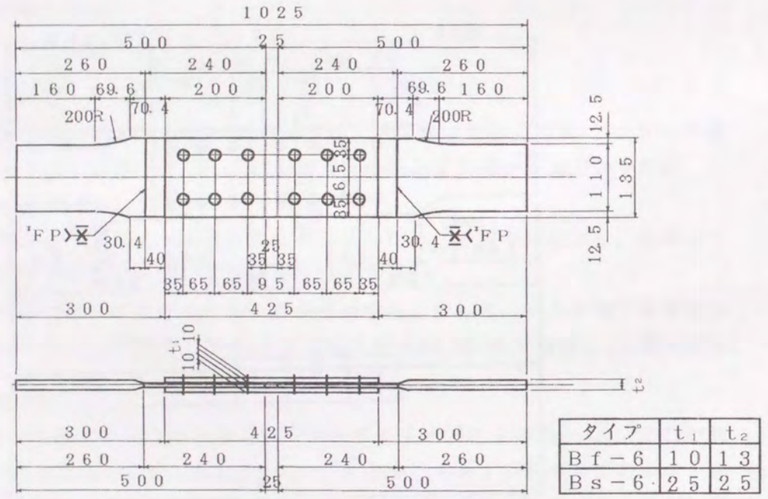
(b) Ａ６タイプ

図-2.1 供試体の形状（第１シリーズ）



タイプ	t_1	t_2
Bf－4	10	13
Bs－4	25	25

(c) Bf4，Bs4タイプ

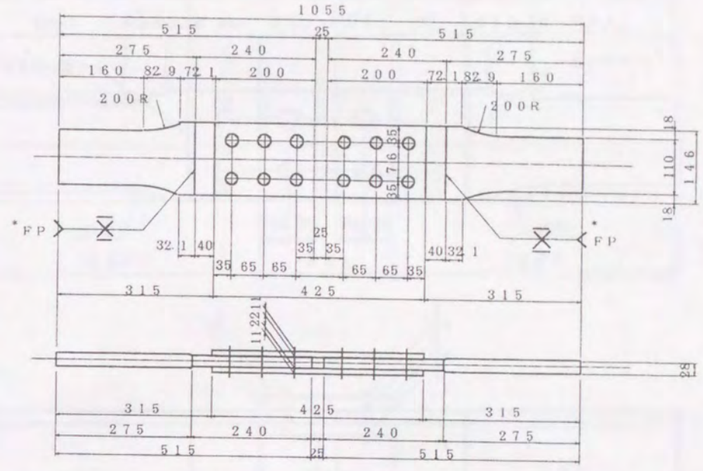


タイプ	t_1	t_2
Bf－6	10	13
Bs－6	25	25

(d) Bf6，Bs6タイプ

図-2.1　供試体の形状（第１シリーズ）

C－6



(e) C６タイプ

図-2.1　供試体の形状（第１シリーズ）

の供試体については，一般的な継手部の挙動を検討するためのものであり第１シリーズとする。

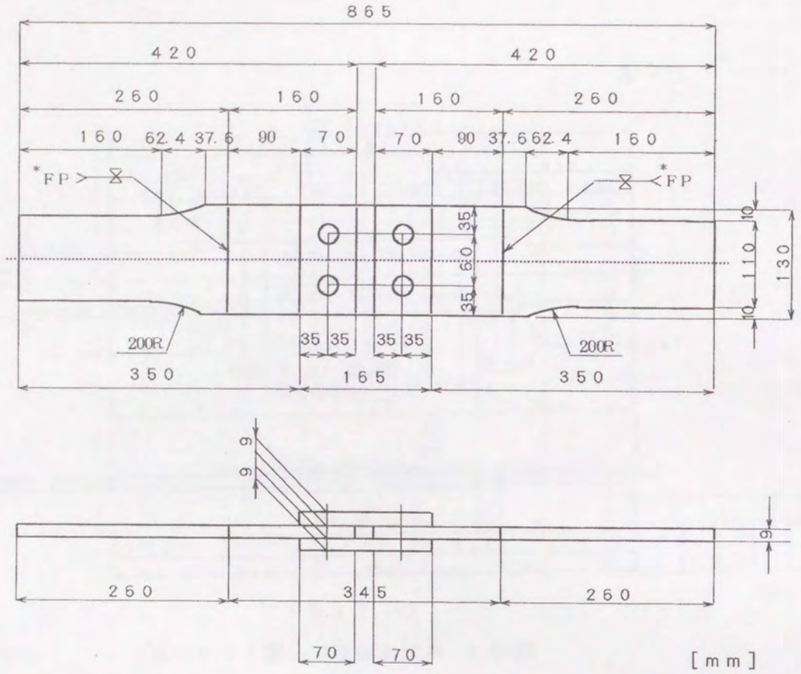
第１章でも述べたように，高力ボルト摩擦接合継手に関して実験的研究はもちろん重要であるが，その結果を説明し，現象を一般化するための解析的研究も必要である。その観点より第３章において弾塑性有限要素解析プログラムを用いて高力ボルト摩擦接合継手部の応力特性および変形性能について解析を行っている。この解析結果を検証することを目的として，小数ボルトの継手供試体を対象に実験を行った。この供試体はボルト本数を片側２本とし，Bf２およびC２タイプとする。ボルト２本の配置は２形式とし，引張荷重と直角方向に２本配置したものをBf２-aおよびC２-a，引張荷重方向に２本配置したものをBf２-bおよびC２-bとする。そして，同一供試体を各２体とし，合計８体とする。これらの供試体を第２シリーズとし，供試体の形状を図-2.2，供試体の断面諸元を表-2.2に示す。

２．３　実験方法

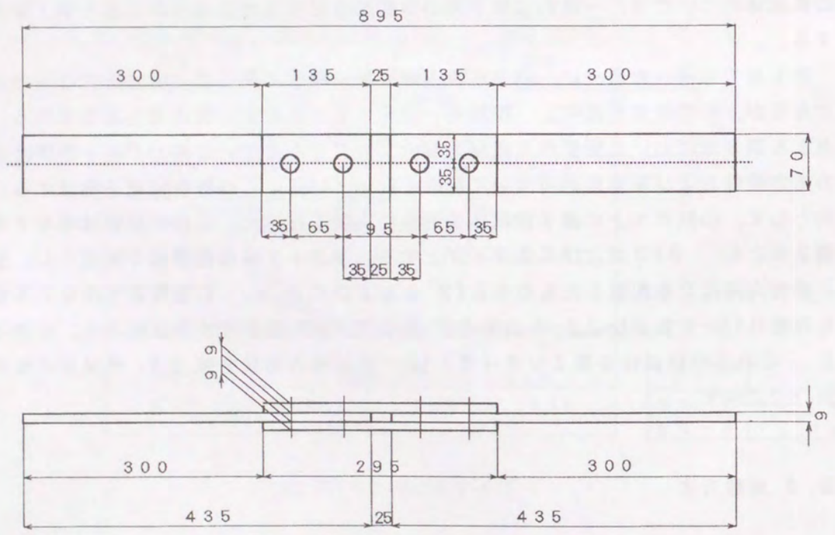
２．３．１　予備試験

（１）高力ボルトの軸力管理

高力ボルトの軸力管理については，ボルト軸部にひずみゲージを貼付し，あらかじめ引

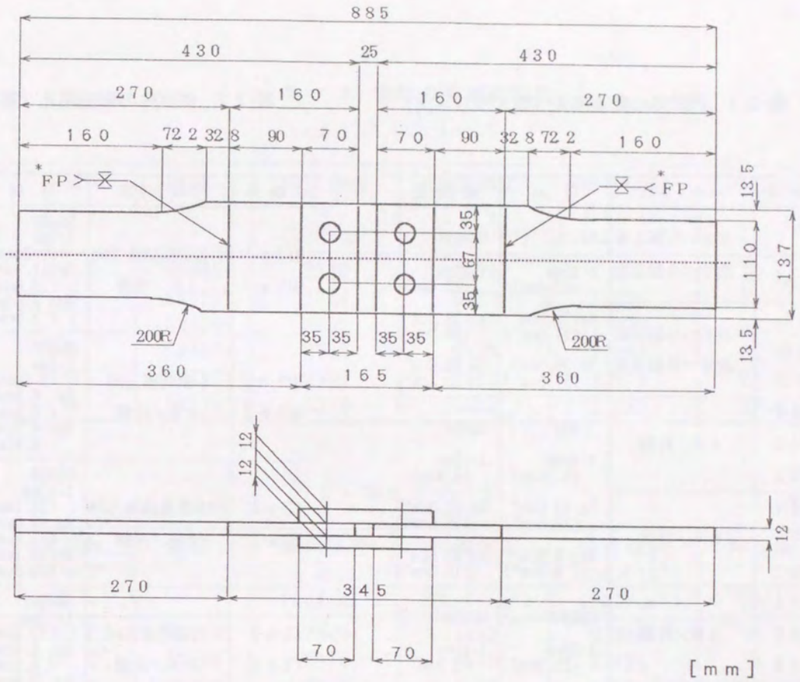


(a) Bf2－aタイプ

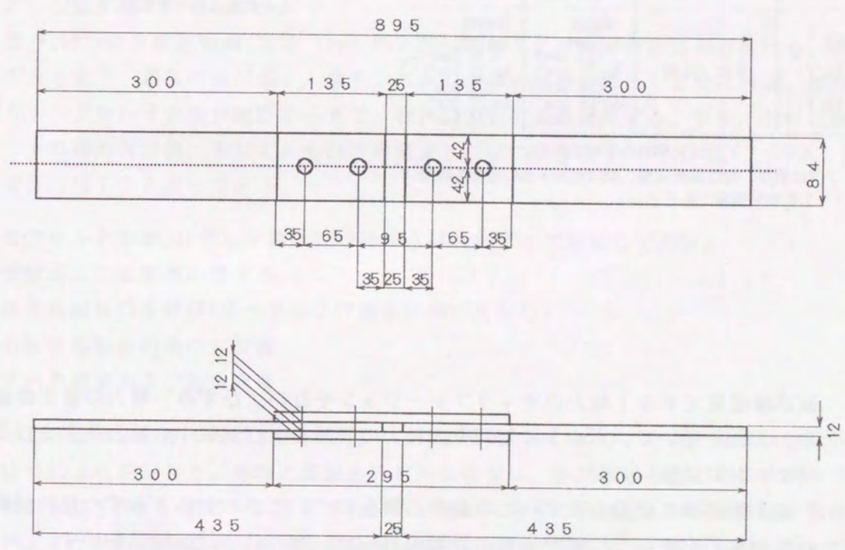


(b) Bf2－bタイプ

図-2.2　供試体の形状（第2シリーズ）



(c) C2－aタイプ



(d) C2－bタイプ

図-2.2　供試体の形状（第2シリーズ）

表-2.1　供試体の断面諸元（第１シリーズ）

試験体	ボルト本数	母　材	添接板
A4-1 A4-2 A4-3	一次すべり側４本 二次すべり側６本	SM570 t=42mm (42.4mm) Ag=75.6cm² (77.0cm²) An=56.3cm² (57.5cm²)	SM490Y t=22mm (22.4mm) Ag=79.2cm² (80.9cm²) An=59.0cm² (60.2cm²)
A6-1 A6-2 A6-3	一次すべり側６本 二次すべり側８本		
Bf4-1 Bf4-2 Bf4-3	４本／片側	SS400 t=10mm (9.36mm) Ag=13.5cm² (12.6cm²) An=8.9cm² (8.3cm²)	SS400 t=10mm (9.4mm) Ag=27.0cm² (25.5cm²) An=17.8cm² (16.8cm²)
Bf6-1 Bf6-2 Bf6-3	６本／片側		
Bs4-1 Bs4-2 Bs4-3	４本／片側	SM490Y t=25mm (25.3mm) Ag=33.8cm² (34.2cm²) An=22.3cm² (22.6cm²)	SS400 t=10mm (9.3mm) Ag=27.0cm² (25.4cm²) An=17.8cm² (16.6cm²)
Bs6-1 Bs6-2 Bs6-3	６本／片側		
C6-1 C6-2 C6-3	６本／片側	SM490Y t=22mm (22.1mm) Ag=32.1cm² (32.7cm²) An=22.0cm² (22.5cm²)	SM490Y t=11mm (10.9mm) Ag=32.1cm² (32.0cm²) An=22.0cm² (21.9cm²)

注）・表中の（ ）内は実測値の平均である。
・tは板厚，Agは総断面積，Anはボルト孔の面積を控除した純断面積である。

表-2.2　供試体の断面諸元（第２シリーズ）

試験体	ボルト本数	母　材	添接板
Bf2-a-1 Bf2-a-2	引張荷重直角方向 ２本／片側	SS400 t=9mm (9.2mm) Ag=11.7cm² (12.0cm²) An=7.6cm² (7.9cm²)	SS400 t=9mm (9.2mm) Ag=23.4cm² (24.1cm²) An=15.1cm² (15.8cm²)
Bf2-b-1 Bf2-b-2	引張荷重方向 ２本／片側	SS400 t=9mm (9.2mm) Ag=6.3cm² (6.5cm²) An=4.2cm² (4.4cm²)	SS400 t=9mm (9.2mm) Ag=13.6cm² (13.0cm²) An=8.5cm² (8.8cm²)
C2-a-1 C2-a-2	引張荷重直角方向 ２本／片側	SS400 t=12mm (12.1mm) Ag=15.6cm² (15.8cm²) An=10.1cm² (10.3cm²)	SS400 t=12mm (12.1mm) Ag=31.2cm² (31.6cm²) An=20.2cm² (20.7cm²)
C2-b-1 C2-b-2	引張荷重方向 ２本／片側	SM490Y t=12mm (12.3mm) Ag=9.1cm² (9.3cm²) An=6.4cm² (6.6cm²)	SM490Y t=12mm (12.3mm) Ag=18.2cm² (18.7cm²) An=12.7cm² (13.2cm²)

注）・表中の（ ）内は実測値の平均である。
・tは板厚，Agは総断面積，Anはボルト孔の面積を控除した純断面積である。

張試験装置でボルト軸力のキャリブレーションを行い，ひずみ－軸力の較正曲線を作成する。これを用いて，ボルトの初期導入軸力の管理および試験中の軸力測定を行う。

（２）材料試験

継手供試体に使用したすべての板厚の鋼板についておのおの３本ずつ材料試験を行い，降伏強度，引張強度，弾性係数の計測を行った。表-2.3に試験結果を示す。

表-2.3　鋼板の機械的性質

（ａ）第１シリーズ

板厚 (mm)	供試体 タイプ	鋼種	降伏強度 σ_y (kgf/cm²)	引張強度 σ_B (kgf/cm²)	弾性係数 E(×10⁶) (kgf/cm²)	伸び率 (%)
10	Bf, Bs	SS400	2760	4471	1.889	29.6
11	C	SM490Y	3914	5939	2.015	20.8
22	A	SM490Y	3659	5321	1.979	28.9
22	C	SM490Y	3798	5429	1.994	25.9
25	Bs	SM490Y	3579	5302	1.918	28.2
42	A	SM570	5376	6392	1.953	27.4

（ｂ）第２シリーズ

板厚 (mm)	供試体 タイプ	鋼種	降伏強度 σ_y (kgf/cm²)	引張強度 σ_B (kgf/cm²)	弾性係数 E(×10⁶) (kgf/cm²)	伸び率 (%)
9	Bf2	SS400	2848	4482	2.090	26.4
12	C2	SS400	2914	4575	2.134	29.1
12	C2	SM490Y	3995	5439	2.037	25.4

２．３．２　引張実験

載荷能力200tfの万能試験機（島津 Type REH-200）に継手供試体を鉛直に取り付ける。供試体のすべり発生，鋼板の降伏後も，継手システム全体の耐荷力の低下または母材，添接板，高力ボルトのいずれかが破断するまで，徐々に引張荷重を載荷する。なお，引張試験は，ボルトの締め付け後，少なくとも24時間経過した後に行う。

測定項目は以下のとおりである。

①高力ボルトの軸力（ボルト締め付け時から試験終了まで継続して測定）
②母材および添接板のひずみ
③継手供試体の全伸び（すべりおよび鋼板の伸びを含む）
④母材と添接板の相対変位量
⑤すべり荷重および最大荷重

母材および添接板のひずみは表面に貼付したひずみゲージにより，また，供試体の全伸びは変位計により測定した。母材と添接板の相対変位量は，供試体組み立て後に供試体の側面にけがき線を印し，そのずれ量を測定した。すべり荷重の評価は，引張試験機の載荷指針の停止または急激な低減，変位量の急激な変化，すべり音の発生，供試体側面のけがき線のずれの４点に着目して行った。

引張試験終了後，供試体を解体し摩擦面の状況，ボルト孔の変形状態を観察した。

2．4 実験結果

2．4．1　スリップタイプ

Ａタイプの引張実験の結果，供試体の全伸び，ボルト軸力，母材および添接板のひずみを図-2.3および図-2.4に示す。Ａタイプは母材と添接板の接触面のすべりによって継手の線形限界が決定されるタイプ(スリップタイプ)である。

Ａ４およびＡ６とも荷重増加に伴う全伸びは線形的に変化し，一次すべり側がすべり限界に達すると，大きな音を伴って急激な変位増加を生じる(主すべり)。それと同時に，ボルト軸力が急激に低下する。その後，再び継手の初期剛度とほぼ同一な割合で荷重が上昇する。二次すべり側の現象も同様であり，すべりの前後における荷重－変位関係の勾配はほぼ等しく，線形的である。また，Ａタイプのすべりは全ボルト列で同時に生じており，母材と添接板間の相対すべり量は，全ボルト列でほぼ均一であった。

二次すべり側がすべった後，荷重－変位関係はボルトの塑性化により勾配が減少し，一次すべり側の全ボルトが同時に破断する。本試験のＡ４供試体では破壊が確認されたが，ボルト列が１列多い A6では，試験機の容量不足のためボルトの破断には至らなかった。

母材および添接板のひずみは，すべりが発生するまでは線形的である。すべり発生後は，ボルトの支圧により添接板のボルト孔近傍では圧縮ひずみが生じる。試験終了後，供試体を解体したところ，ボルト孔には母材および添接板ともに塑性変形は認められなかった。

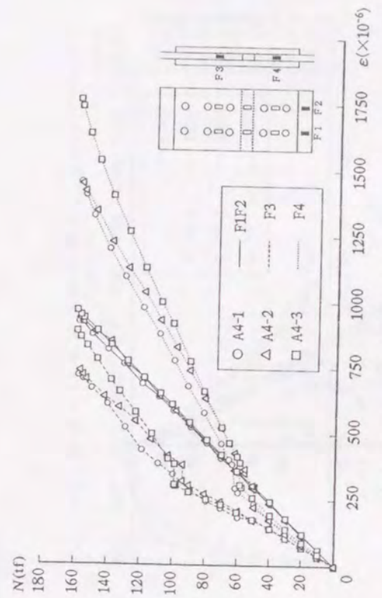
2．4．2　母材降伏タイプ

第１シリーズのＢfタイプの実験結果を図-2.5および図-2.6に示す。Ｂfタイプは母材の降伏によって線形限界が決定されるタイプである。そのため，継手の強度は，母材が有する強度特性に依存しており，Ｂf４とＢf６はほぼ等しい値となる。 Ｂfタイプは本実験の供試体の中で唯一，部分的なすべりが生じ，母材と添接板間のすべりは最も外側のボルト列付近から添接板端部までの範囲で確認された。その内側のボルト列においては，ほとんどすべりは発生していない。

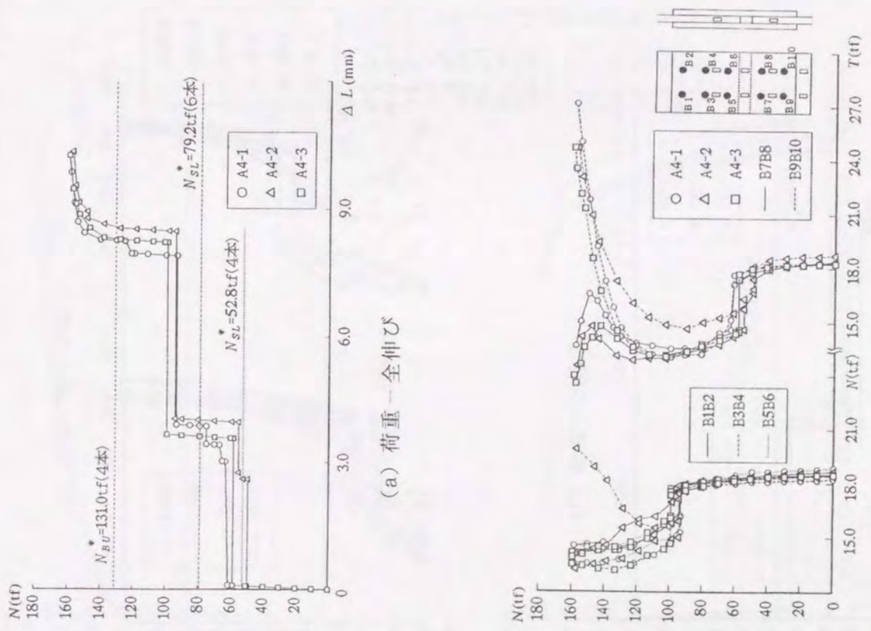
最も外側のボルト列付近において母材の降伏が継手供試体の線形限界以下で生じている。そして，線形限界を超えた後，そのボルト列位置の母材の側面で局部的な塑性化によるくびれが発生している。これに伴い，最外列のボルト軸力の減少が顕著となっている。最外列のボルト軸力が初期導入軸力の４割程度に減少した頃から最も外側のボルト列付近ですべりが発生し，それと同時に，その内側列のボルトの軸力抜けも著しくなり始める。

Ｂfタイプの破壊は，最も外側のボルト列位置の母材断面において， 母材とボルト軸部が支圧状態になり，母材のボルト孔部の塑性変形の後，延性破壊となっている。

第２シリーズのＢf２－ａおよびＢf２－ｂタイプの実験結果をそれぞれ図-2.7，図-2.8に示す。Ｂf２－ａタイプの場合，線形限界をわずか過ぎたところで，主すべりが発生している。一方，Ｂf２－ｂタイプの場合は，部分すべりがかなり発生したあとに主すべりが発生している。これは，継手形状の違いによるものである。つまり，共通の公称すべり荷重に対する母材公称降伏荷重の比率に関し，Ｂf２－ａタイプに比べてＢf２－ｂタイプの方が小さい。したがって，Ｂf２－ｂタイプにおいては母材の降伏が進み，部分すべりがかなり発生した後に，主すべりが発生している。

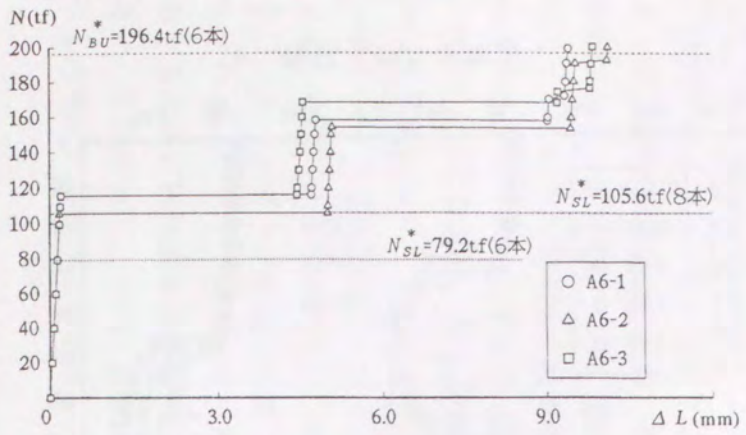


（c）荷重－ひずみ（母材）　（d）荷重－ひずみ（添接板）

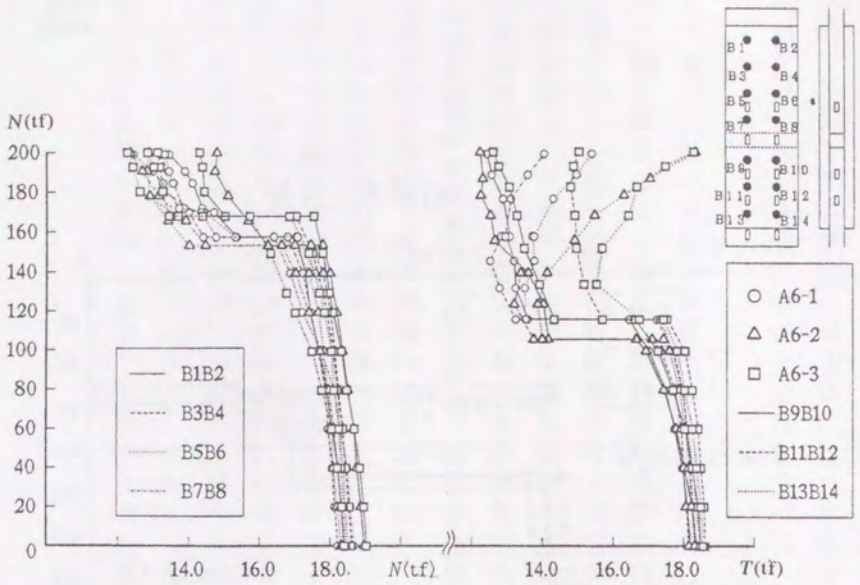


（a）荷重－全伸び　（b）荷重－ボルト軸力

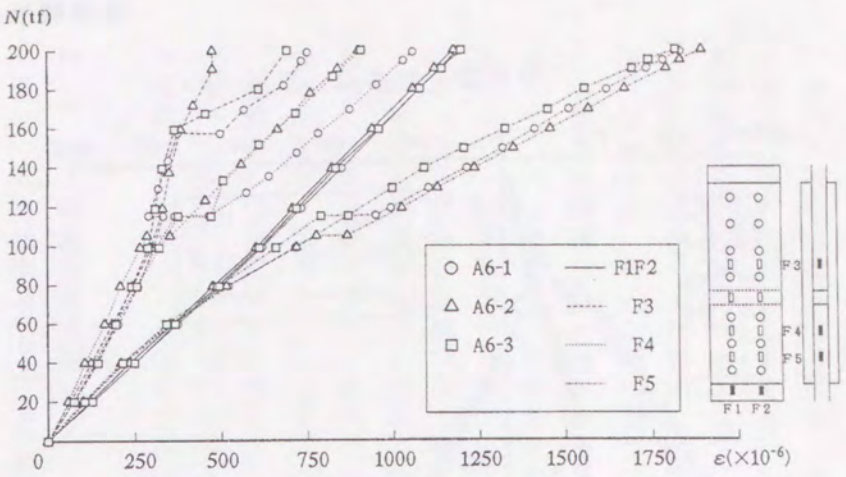
図-2.3　Ａ４タイプの実験結果



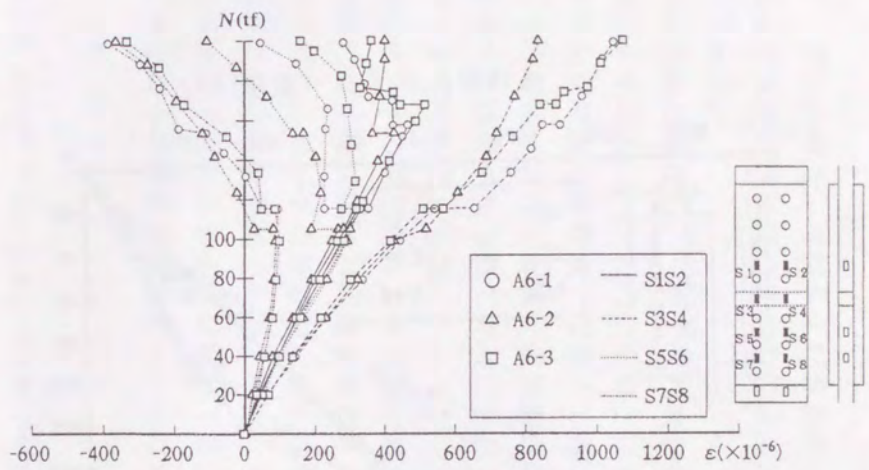
（a）荷重－全伸び



（b）荷重－ボルト軸力

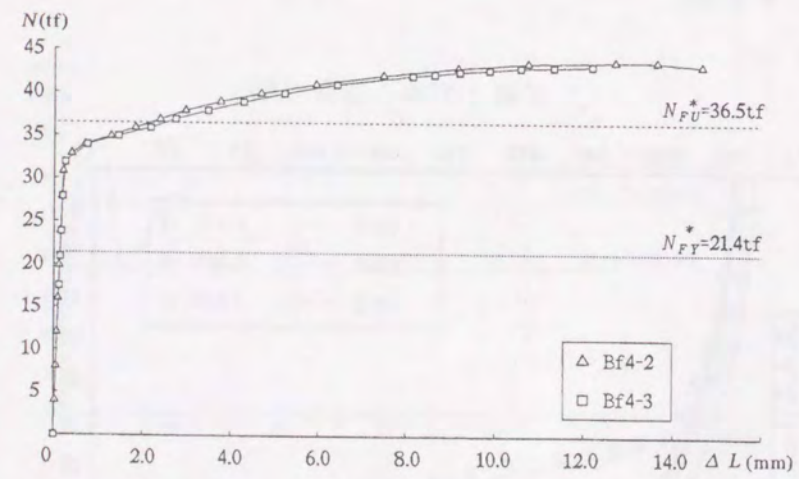


（c）荷重－ひずみ（母材）

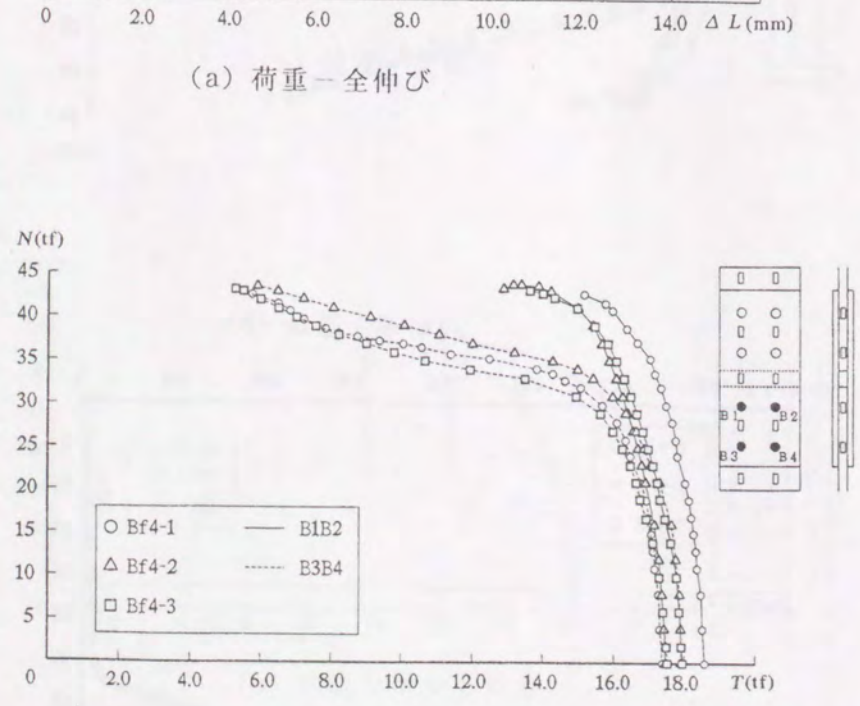


（d）荷重－ひずみ（添接板）

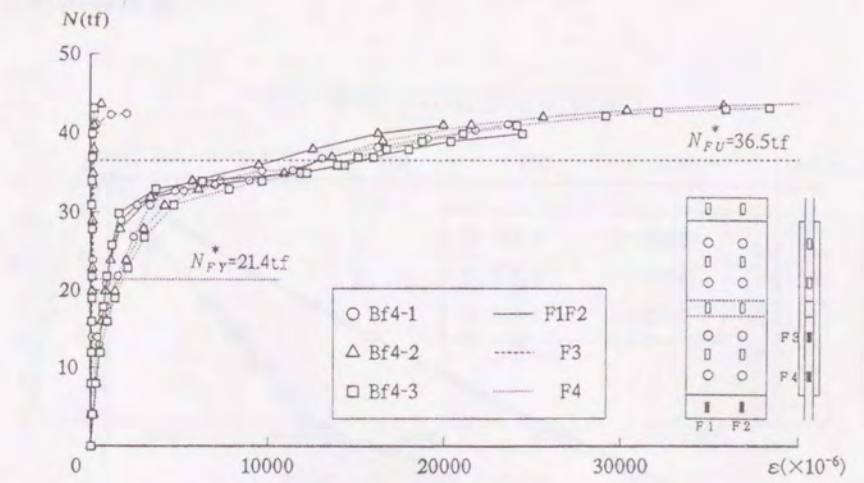
図-2.4　Ａ６タイプの実験結果



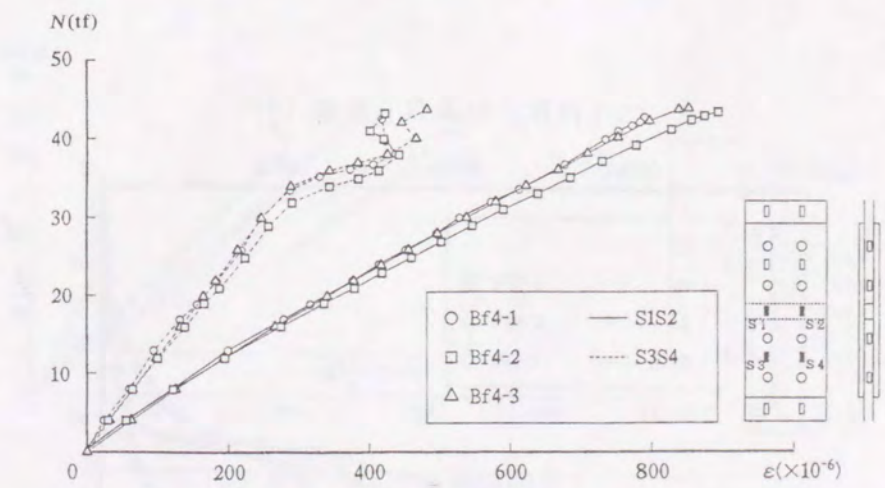
（a）荷重－全伸び



（b）荷重－ボルト軸力

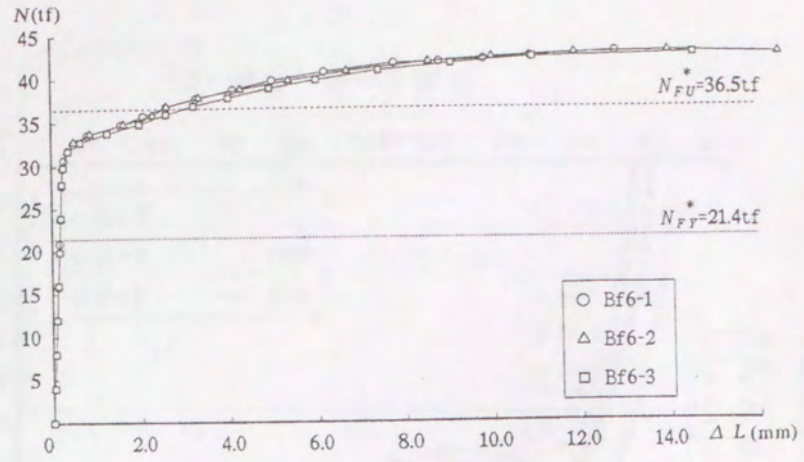


（c）荷重－ひずみ（母材）

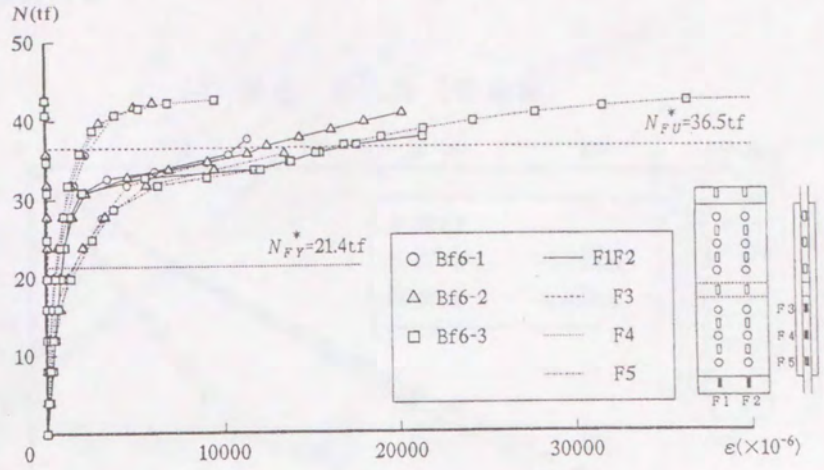


（d）荷重－ひずみ（添接板）

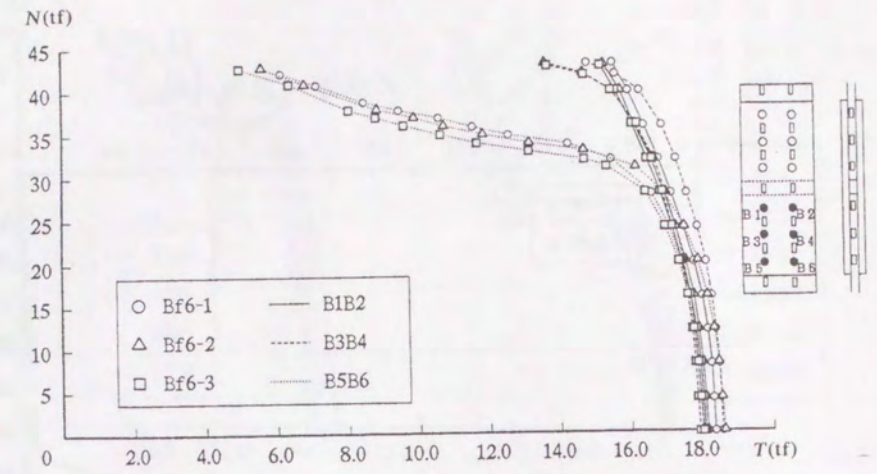
図-2.5　Ｂｆ４タイプの実験結果



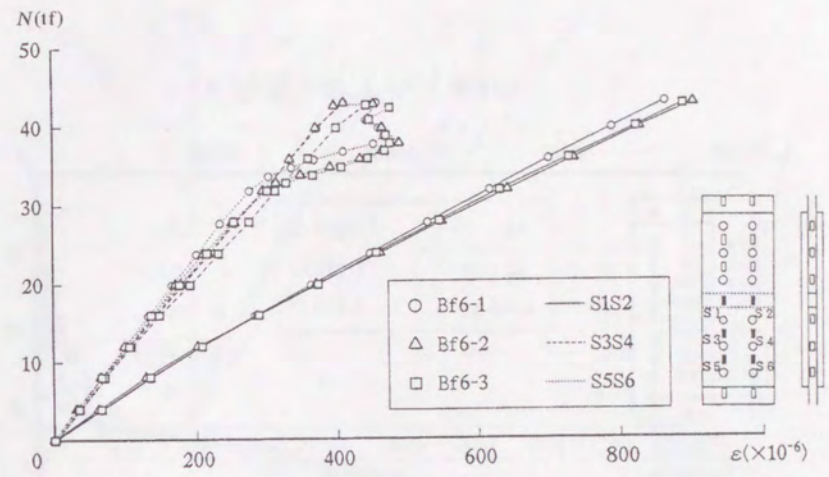
(a) 荷重－全伸び



(c) 荷重－ひずみ（母材）

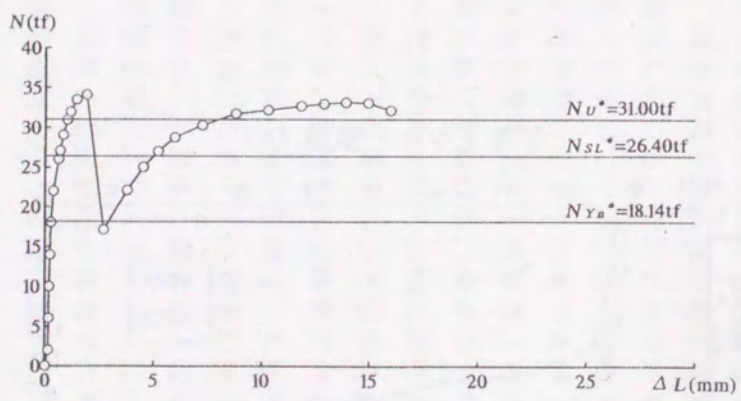


(b) 荷重－ボルト軸力

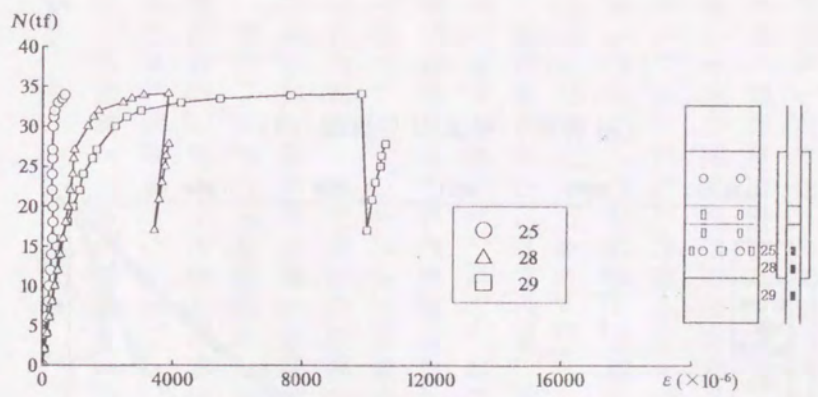


(d) 荷重－ひずみ（添接板）

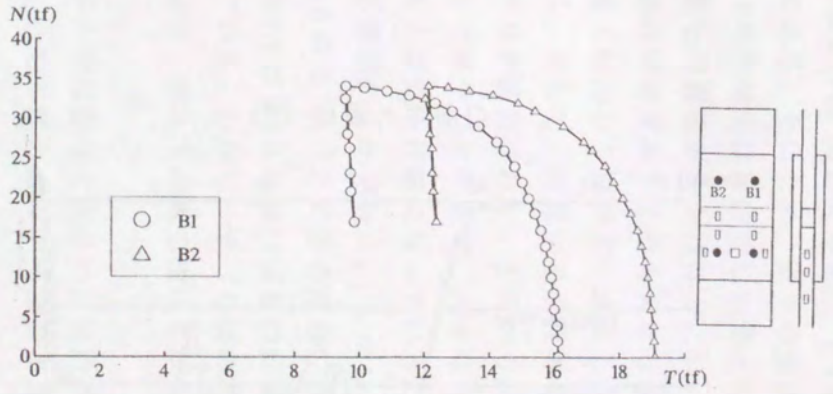
図-2.6　Bf6タイプの実験結果



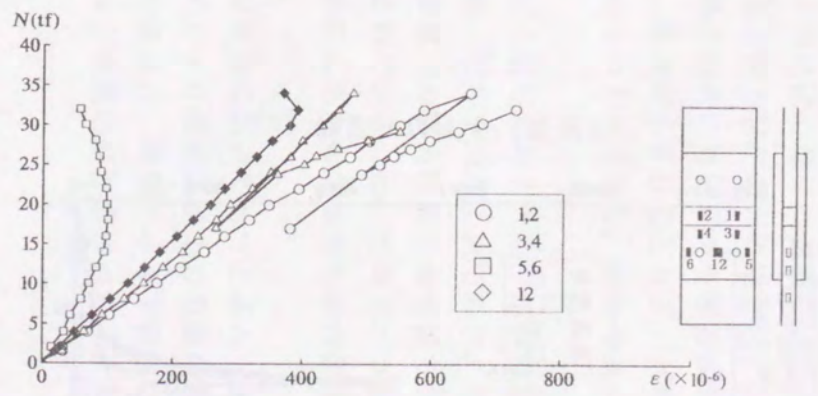
(a) 荷重－全伸び



(c) 荷重－ひずみ（母材）

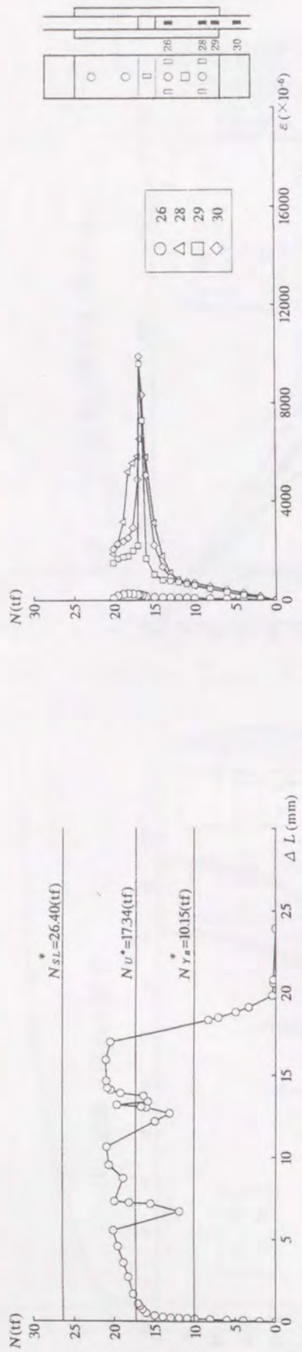


(b) 荷重－ボルト軸力

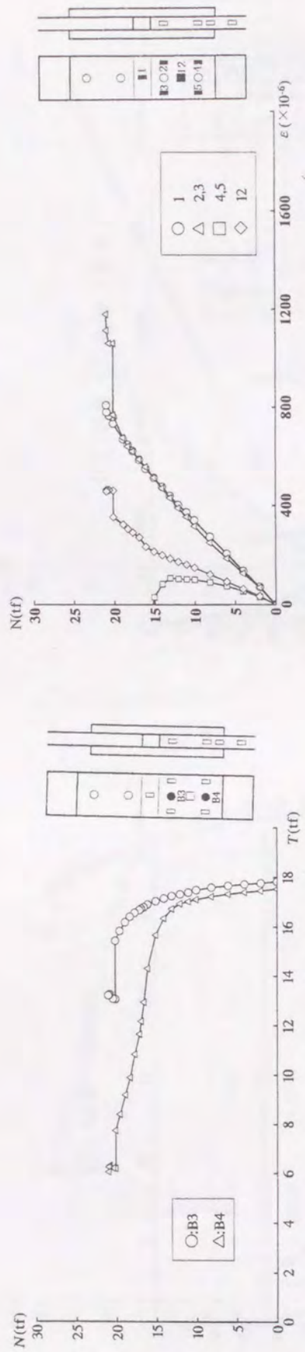


(d) 荷重－ひずみ（添接板）

図-2.7　Bf2－aタイプの実験結果



(c) 荷重－ひずみ（母材）



(d) 荷重－ひずみ（添接板）

(a) 荷重－全伸び

(b) 荷重－ボルト軸力

図-2.8 Bf2－bタイプの実験結果

母材の側面の応力については，Bf2-aタイプすなわちボルト列が1列の場合，ボルト列位置よりもむしろ少しずれた位置で発生している。この位置で降伏が始まると同時に，ボルト軸力の減少が顕著となっている。そして，ボルト軸力の減少が進んだ後，主すべりが発生している。荷重が上昇するにつれてボルト列位置の母材の側面で局部的な塑性化によるくびれが発生した。Bf2-bタイプすなわちボルト列が2列の場合は，まず，外側のボルト列位置およびその近傍で降伏が始まりそれと同時に外側ボルト軸力減少が急激に進んでいる。また，内側ボルト列位置については，応力があまり発生せず，ボルト軸力の減少も小さい。その結果，外側ボルト列位置で部分すべりが発生し，かなり進んだ後，主すべりが発生している。

添接板の応力については，添接板の板厚が母材と同厚であるため，母材の応力よりは小さく降伏に至っていない。Bf2-aタイプの場合，ボルト列が1列であり，ボルト位置荷重が母材にほとんど伝達されるため，ボルト列位置での応力は継手線位置での応力よりは小さい。Bf2-bタイプの場合は，ボルト列が2列であるため，内側ボルト列位置においては荷重の一部が母材に伝達されるが，ボルト孔による断面欠損のため内側ボルト位置での応力は，継手線位置とほぼ同じとなっている。

Bf2-aタイプの破壊は，ボルト列位置の母材断面において母材とボルト軸部が支圧状態になり，ボルト孔部の塑性変形の後，2つのボルト孔を結ぶ線上での破断および縁端部でのせん断破壊となっている。Bf2-bタイプの破壊は，外側のボルト位置の母材断面において母材とボルト軸部が支圧状態になり，ボルト孔部の塑性変形の後，破断となっている。

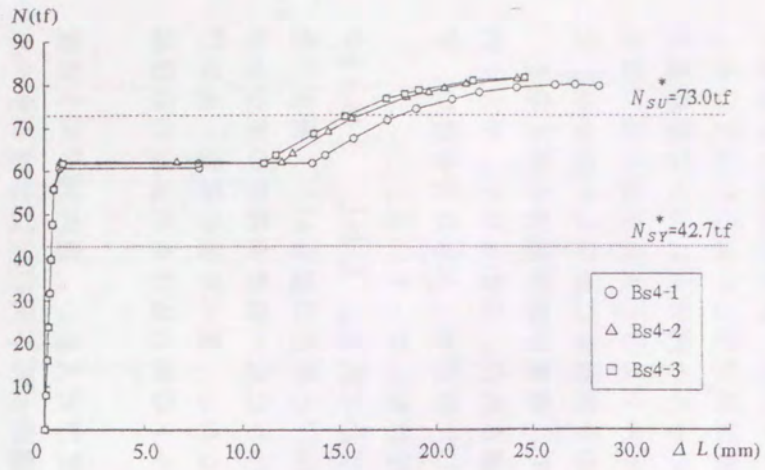
2.4.3 添接板降伏タイプ

第1シリーズのBsタイプの実験結果を図-2.9および図-2.10に示す。Bsタイプは添接板の降伏によって線形限界が決定されるタイプである。そのため，継手の強度は添接板が有する強度特性に依存しており，Bs4およびBs6の強度はほぼ等しい値となっている。

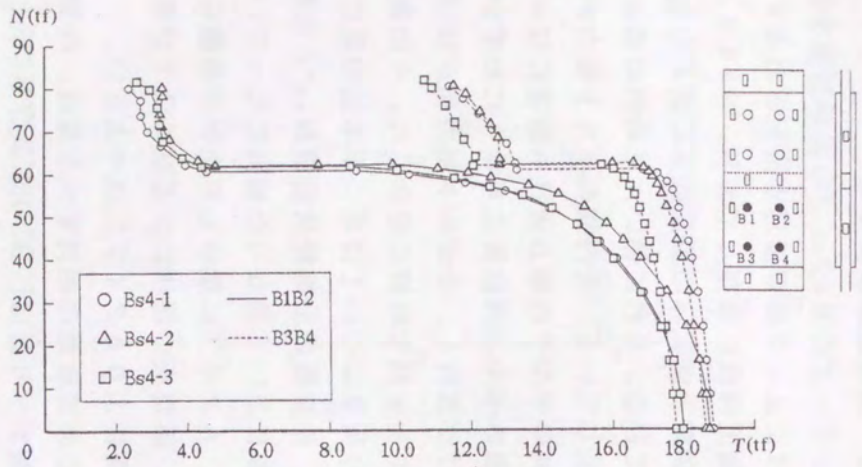
荷重が継手供試体の線形限界に達する前に，最も内側のボルト列付近において添接板が降伏している。それに伴い，その列のボルトが他の列のボルトよりも大きな減少率で軸力抜けが生じている。最内列のボルト軸力が初期導入軸力の5割程度に減少した頃から，その外側列のボルトの軸力抜けも顕著になっている。そして，荷重が線形限界を超えると，最も内側のボルト列位置より徐々にわずかなすべりが確認された。主すべりは，ボルトの軸力抜けが進行し，全ボルト軸力和が50tf付近まで減少した時点で，大きな音を伴い，すべてのボルト列で同時に発生した。その後，ボルトが支圧状態になっている。

すべり荷重についてはボルト本数の差による影響がわずかである。しかし，このBsタイプは，添接板の公称降伏荷重N_{sy}^*と公称すべり荷重N_{sL}^*との差の度合いが，荷重－全のび関係において異なった傾向になっている。Bs4はBs6に比べ両者の荷重の差が小さいため，Aタイプに類似した全伸び挙動を示している。しかし，すべり後の荷重－全伸び関係は，添接板の降伏による剛性低下が現れており，ボルトの軸力抜けも添接板の板厚減少の影響によりAタイプに比べ大きい。

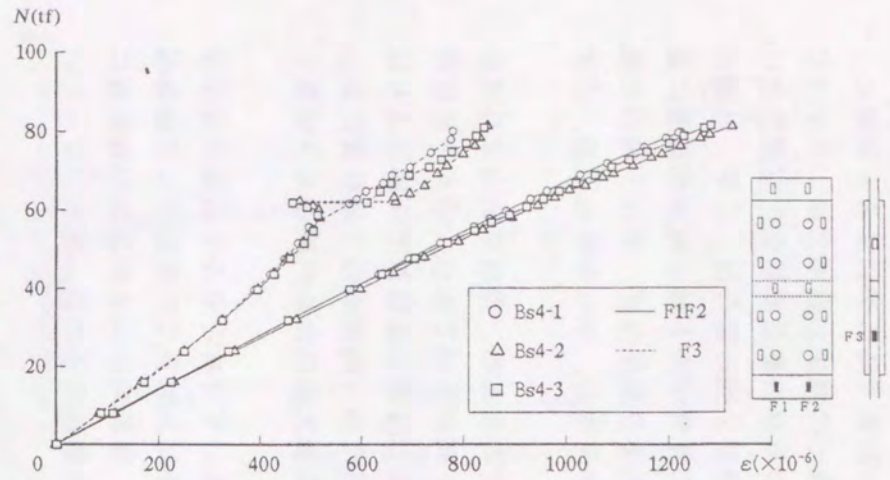
母材と添接板間の相対すべり量は，内側のボルト列位置ほど大きい。最内列ボルト位置での相対すべり量は，Bs4およびBs6ともに，最も外側のボルト列位置におけるすべり



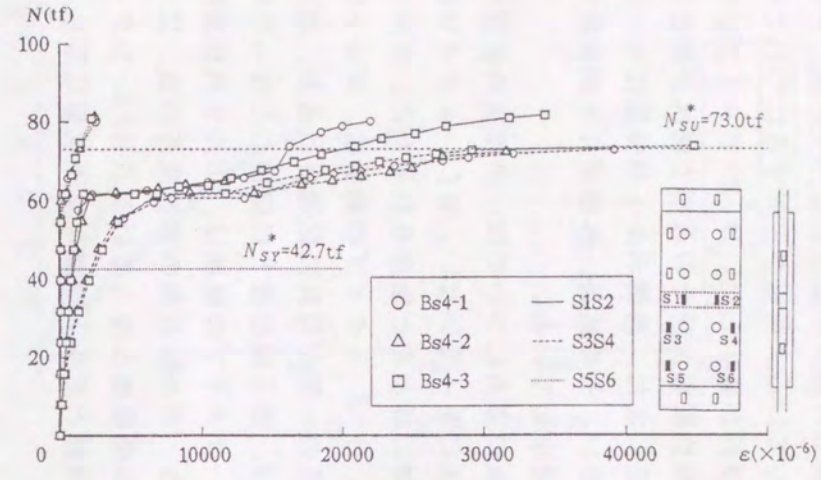
（a）荷重－全伸び



（b）荷重－ボルト軸力

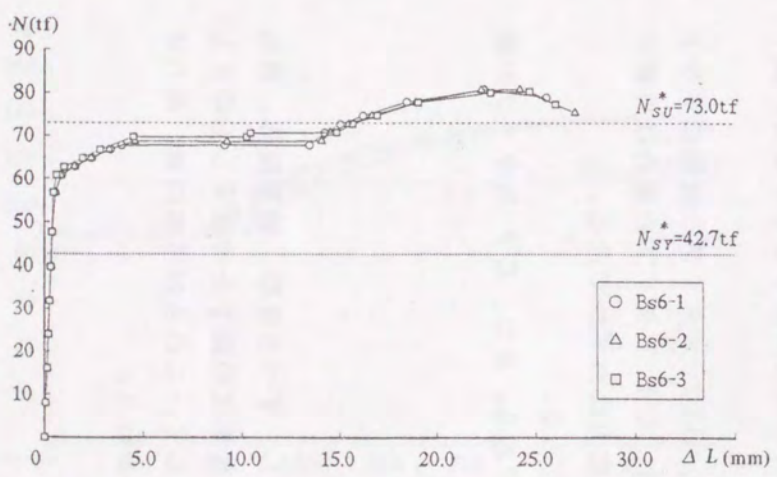


（c）荷重－ひずみ（母材）

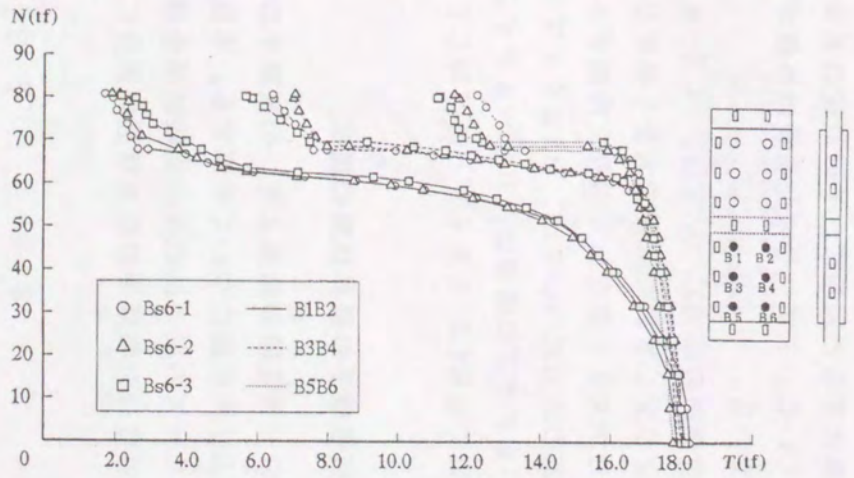


（d）荷重－ひずみ（添接板）

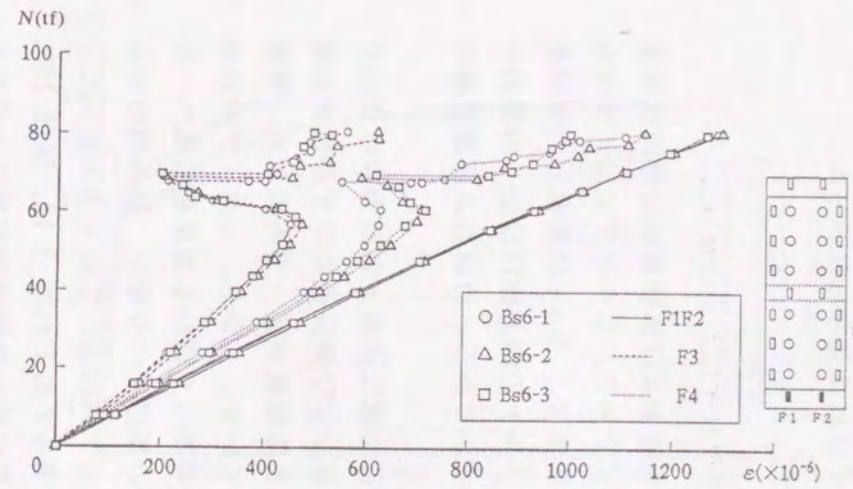
図-2.9　Bs4タイプの実験結果



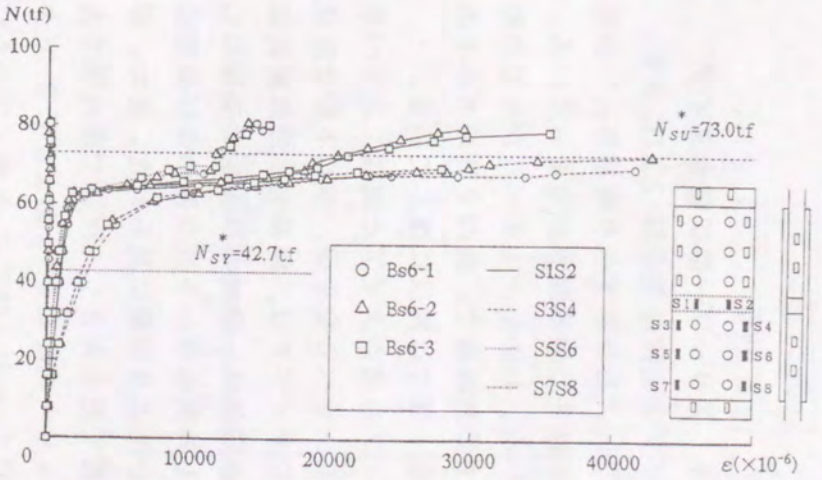
（a）荷重－全伸び



（b）荷重－ボルト軸力



（c）荷重－ひずみ（母材）



（d）荷重－ひずみ（添接板）

図-2.10　Bs6タイプの実験結果

量の２倍程度であった。

Bsタイプの破壊は，最も内側のボルト列位置の添接板断面において延性破壊しており，その外側のボルト列位置では，ボルト孔の変形や側面のくびれは見られなかった。

2.4.4　スリップ－降伏複合タイプ

Cタイプの実験結果を図-2.11に示す。Cタイプは，母材および添接板の公称降伏荷重N_{FY}^{*}，N_{SY}^{*}と公称すべり荷重N_{SL}^{*}がほぼ等しいタイプである。Cタイプでは，すべりによって継手の線形限界が定まっている。荷重－全伸び関係は，Bs4に類似した傾向を示している。しかし，主すべりが生じた時点において，ボルトの軸力抜けは最も内側列のボルトで２割程度で，他の２列のボルトの軸力抜けはわずかである。母材および添接板のひずみも一部では降伏に達している。

Cタイプも他のタイプと同様，主すべりの発生と同時に急激なボルトの軸力抜けが生じる。また，すべり発生後，ボルトが支圧状態になり，母材および添接板のひずみ量が急増する。Cタイプでは，鋼種および純断面積に関して母材と添接板が同一であるため，荷重－ひずみ関係は，母材と添接板とで類似した傾向を示している。しかし，Cタイプの破壊は，最も外側のボルト列位置の母材断面に生じており，側面のくびれも添接板に比べ，母材においてより明確に見られた。また，母材と添接板間の相対すべり量は，最外列のボルト列位置で最も大きく，次いで最内列で大きく，中間ボルト列において最も小さかった。

第２シリーズのＣ２-ａおよびＣ２-ｂタイプの実験結果をそれぞれ図-2.12，図-2.13に示す。Ｃ２-ａおよびＣ２-ｂタイプともに荷重が線形限界に達した後ほぼ同時に主すべりが生じている。ボルト軸力については Ｃ２-ｂタイプの場合，外側ボルト位置での母材の側面が降伏すると同時に，その位置のボルト軸力の減少が顕著になり，その後主すべりが発生している。主すべりの発生後は外側ボルト位置の母材の降伏によりさらに軸力の低下が進んでいる。

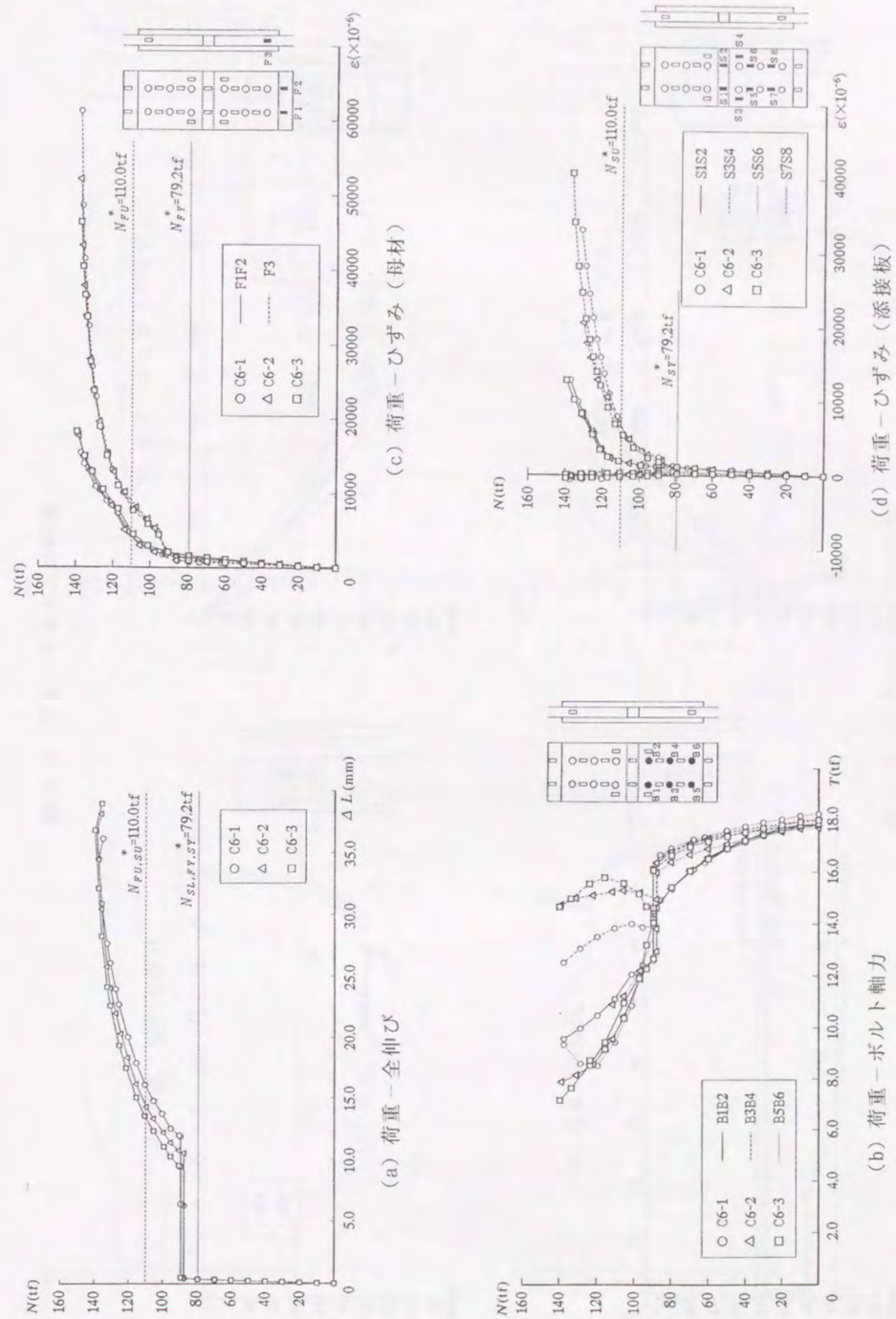
母材の側面の応力については，Ｃ２-ａタイプの場合，Ｂｆ２-ａタイプと同様にボルト列位置より少しずれた位置で大きく発生している。一方，Ｃ２-ｂタイプの場合は外側ボルト応力が大きく発生しており，内側ボルト列位置での応力はわずかである。

添接部の応力については，Ｂｆ２タイプと同様の傾向である。

Ｃ２-ａタイプの破壊は，Ｂｆ２-ａタイプとほぼ同じである。また，Ｃ２-ｂタイプの破壊についてもＢｆ２-ｂタイプとほぼ同じである。

2.5　引張継手の限界状態の総括

継手の引張実験の結果より，引張継手の限界状態に関し，すべり係数，線形限界，終局限界および変形能について考察する。本節では，一般的な形状の継手を考察するものとし，第１シリーズの継手供試体の実験結果を対象とする。そして，これらの考察の後，高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分についての提案を行う。



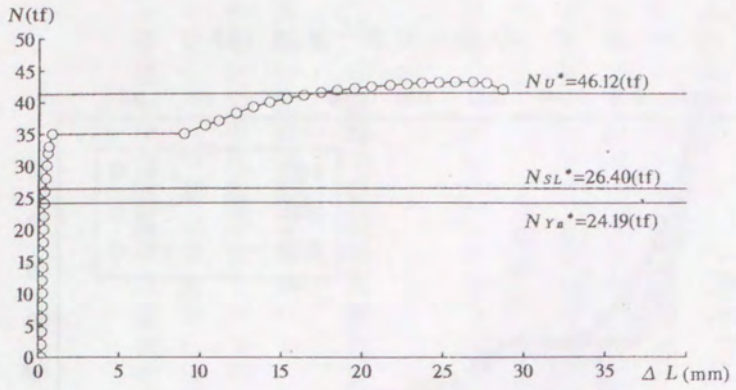
（c）荷重－ひずみ（母材）

（d）荷重－ひずみ（添接板）

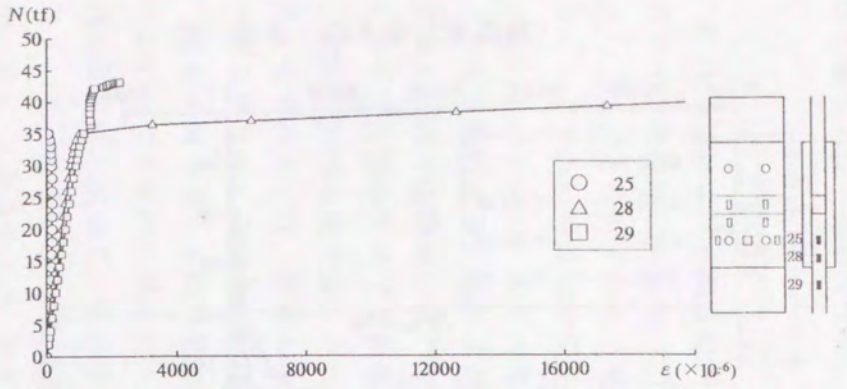
（a）荷重－全伸び

（b）荷重－ボルト軸力

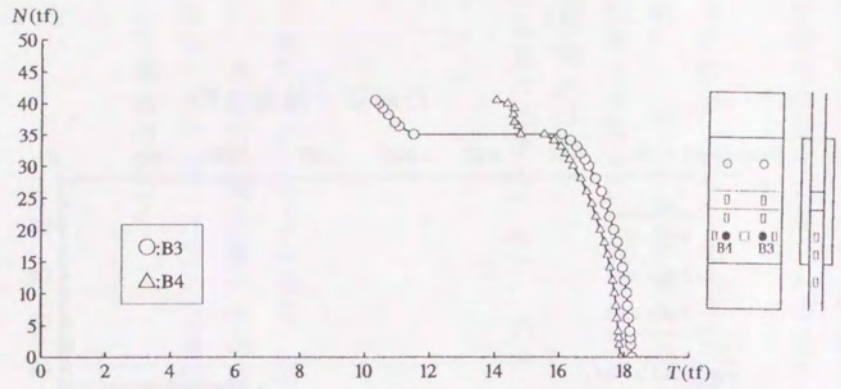
図-2.11　Ｃ６タイプの実験結果



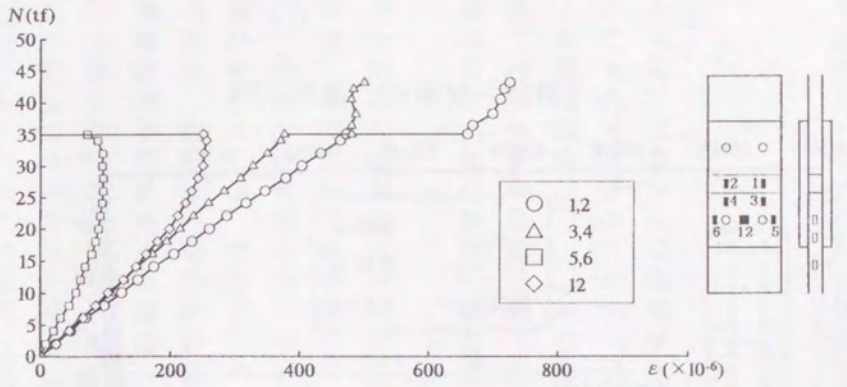
（a）荷重－全伸び



（c）荷重－ひずみ（母材）

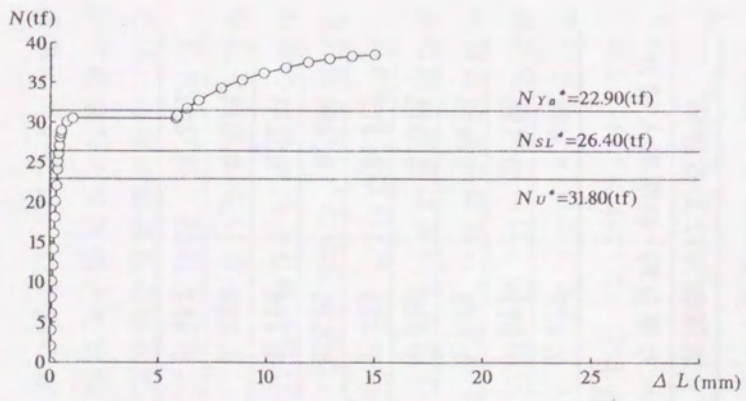


（b）荷重－ボルト軸力

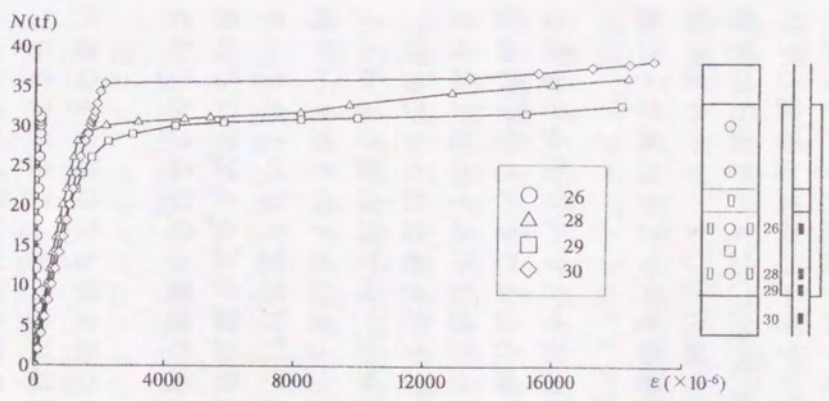


（d）荷重－ひずみ（添接板）

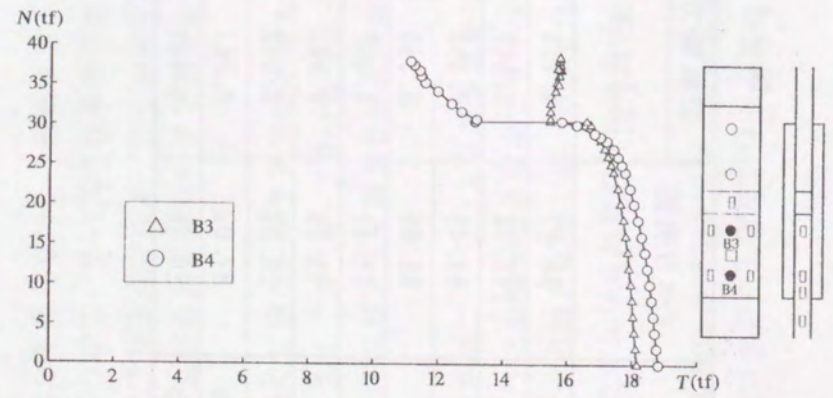
図-2.12　Ｃ２－ａタイプの結果



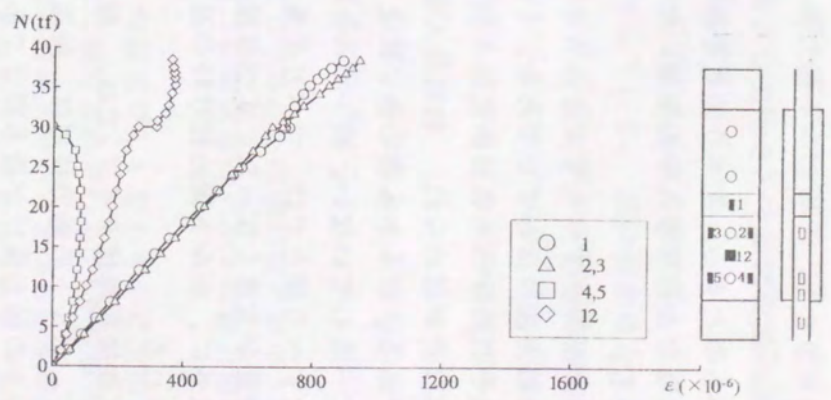
（a）荷重－全伸び



（c）荷重－ひずみ（母材）



（b）荷重－ボルト軸力



（d）荷重－ひずみ（添接板）

図-2.13　Ｃ２－ｂタイプの結果

2．5．1　すべり係数

本実験で得られたすべり係数を表-2.4に示す。なお，全ボルト列で同時にすべりが発生した供試体を対象とし，そのボルト軸力和とすべり荷重によってすべり係数を評価している。そのため，部分的なすべりが生じたBfタイプ(母材降伏タイプ)はすべり係数の評価には含めないものとする。すべり係数を評価するためのボルト軸力として，すべり発生時軸力を用いた場合と初期導入軸力を用いた場合の差は，供試体のタイプごとに異なった傾向を示している。

供試体の線形限界がすべりで定まるAタイプでは，試験開始時からすべりが発生するまでのボルトの軸力抜けはわずかである。そのため，初期導入軸力およびすべり発生時軸力に対するそれぞれのすべり係数の差は1割以下である。すべり係数はボルト本数4本と6本の間で明確な差が認められ，初期導入軸力 18.2tfに対するすべり係数はA4で0.41，A6で0.53である。ボルト本数の違いによるすべり荷重の比率は，いずれの場合もボルト本数の比率に一致していない。同一ボルト本数であっても，たとえばA4の2次すべり側とA6の1次すべり側とでは，すべり荷重に差があり，平均で17tf程度A6の1次すべり側のすべり荷重が大きくなった。すべり限界は，摩擦面の処理状態やボルト配置などの幾何学的条件以外に，ボルト締め付け時の湿度などの環境的条件の影響を受けるためではないかと考えられる。

Bsタイプ(添接板降伏タイプ)では，軸力導入時からすべり発生時までのボルトの軸力抜けが著しい。ボルトの軸力抜けは，添接板の降伏に伴う板厚減少によって生じており，最内列のボルトの軸力抜けが最も顕著である。また，ボルトの軸力抜けが著しいために，初期導入軸力およびすべり発生時軸力に対するそれぞれのすべり係数の差は大きい。

表-2.4　すべり係数

供試体タイプ	すべり荷重(tf)	公称軸力による評価		実測軸力による評価	
		16.5tf/本	18.2tf/本	すべり発生時軸力	初期導入軸力
A4	56.67	0.453	0.414	0.428	0.408
A6	112.76	0.589	0.534	0.571	0.526
Bs4	61.49	0.463	0.422	0.632	0.424
Bs6	68.89	0.348	0.315	0.625	0.318
C6	88.11	0.447	0.405	0.472	0.412
Bf2-a	33.08	0.501	0.454	0.636	0.451
Bf2-b	20.57	0.312	0.283	0.428	0.284
C2-a	37.02	0.561	0.509	0.620	0.514
C2-b	29.26	0.443	0.402	0.459	0.407

Bs6の初期導入軸力に対するすべり係数0.32は，すべり発生時軸力に対するすべり係数0.63の約5割であった。Bs4とBs6とでは，すべり発生時軸力に対するすべり係数はほぼ等しい。これは，本実験のBsタイプでは，個々のボルト軸力ではなく，添接部全体のボルト軸力和がすべりに関与していることを示している。ボルト本数の違いによるすべり荷重の比率は1.1であり，ボルト本数の比率1.5を下回っている。

Cタイプは限界状態がすべり－降伏複合のタイプである。そのため，すべりに関する挙動は，AタイプとBsタイプの中間的な傾向を示している。試験開始時からすべり発生時に至るまでのボルト軸力抜けは最内列で多少進行するが，残り2列の軸力抜けは導入軸力の1割程度であり，Bsに比べ比較的高い軸力レベルで主すべりが生じる。見かけ上のすべり係数の低下もすべり発生時軸力を用いて評価した値0.47の15%程度であり，初期導入軸力に対して0.41のすべり係数が確保されていた。

しかし，すべり耐力が限界の荷重レベルでは，母材，添接板とも局部的に降伏状態に達し

以上より，各タイプについてすべり係数を以下にまとめる。

①初期軸力導入時からすべり発生時に至るまでのボルトの軸力抜けが小さいのは，Aタイプ(スリップタイプ)である。すべり係数はこのようにボルトの軸力抜けが僅少な供試体の実験データから決定すべきであろう。

②スリップタイプのA4のすべり係数は道示の規定値0.4 をわずかに上回る程度であったが，A6のすべり係数は，諸外国の規準に規定されている0.5が確保されていた。

③Bsタイプ(添接板降伏タイプ)では，初期軸力導入時からすべり発生時に至るまでのボルトの軸力抜けは大きく，見かけ上すべり係数は小さな値となる。本実験で得られたすべり係数はBs4で0.42，Bs6で0.32である。

2．5．2　線形限界

本実験で得られた線形限界の実験値 N_{PL}，およびそれに対応する道示に基づく公称値 N_{PL}^{*}を表-2.5に示す。そして，この結果より降伏限界－すべり限界の相関を図-2.14に示す。

Bfタイプにおいて，全ボルト列で同時にすべる主すべりは確認されておらず，最も外側のボルト列位置における母材断面の降伏に留意すれば，継手耐力は確保される。線形限界の実験値N_{PL}は，道示に従ってボルト孔を控除した純断面を有効断面として算出した弾性荷重の公称値N_{FY}^{*}と比較すると，50%以上の余裕を有している。この点に関し，わが国の設計規準は高い安全性を確保している。

BsタイプはBfタイプと同様に，添接板の純断面を有効断面として算出した降伏荷重のの公称値N_{SY}^{*}と比較すると，40%程度の余裕を有している。そして，主すべりは，最も内側のボルト列より軸力抜けが発生し，全ボルト軸力和によるすべり耐力が限界に達した時点で発生している。

Cタイプは，設計上は母材および添接板の降伏荷重とすべり荷重はほぼ等しいが，実験では，母材や添接板の降伏によってボルトの軸力抜け生じ，すべりが先行した。線形限界の実験値Nと公称値とを比較すると，11%程度の余裕を有している。このCタイプの線形限界については，わが国の設計規準は適切な安全性を確保していると考えられる。

表-2.5　線形限界

（単位：tf）

供試体タイプ	実測値	線形限界の公称値		
	N_{PL}	N_{FY}^*	N_{SY}^*	N_{SL}^*
A4	56.67	258.98	212.40	52.80
A6	112.76	258.98	212.40	79.20
Bf4	32.63	21.36	42.72	52.80
Bf6	32.55	21.36	42.72	79.20
Bs4	59.50	80.28	42.72	52.80
Bs6	61.10	80.28	42.72	79.20
C6	88.11	79.20	79.20	79.20
Bf2-a	28.85	18.14	36.28	26.40
Bf2-b	17.00	10.15	20.30	26.40
C2-a	36.95	24.19	48.38	26.40
C2-b	28.60	22.90	45.80	26.40

注）N_{FY}^*：母材の降伏荷重の公称値
N_{SY}^*：添接板の降伏荷重の公称値
N_{SL}^*：すべり荷重の公称値

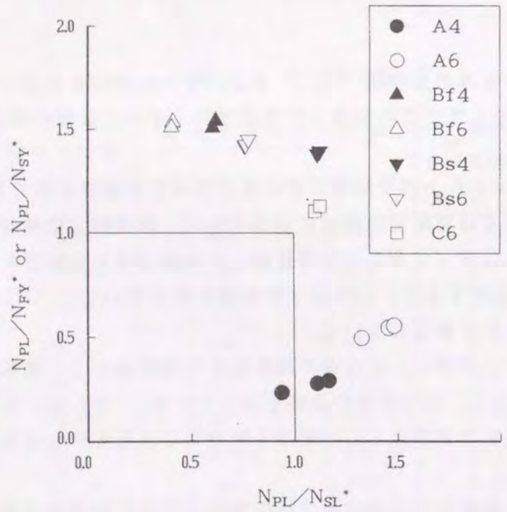


図-2.14　降伏強度－すべり限界の相関

2.5.3　終局限界

本実験で得られた終局荷重の実験値N_uおよびそれに対応する公称値N_u^*を表-2.6に示す。そして，この結果より，母材または添接板の破断強度－ボルトの破断強度の相関を図-2.15に示す。図-2.15より，破壊形式の分類とそれぞれの規準値に対する実験データの余裕を包括的に把握することができる。

終局状態は，Aタイプはボルト破断，BfおよびCタイプは最も外側のボルト列位置の母材断面での延性破壊，Bsタイプは最も内側のボルト列位置の添接板断面での延性破壊である。Aタイプについて終局荷重の実験値を公称値と比較すると，約20%の余裕強度がある。わが国の設計規準では，このタイプについてすべり限界以後の耐力に関して規定されていないが，継手部はすべり発生以後も十分な耐力を有している。また，継手部のすべりは部材全体から見れば局所的な現象であることを踏まえると，すべり現象が必ずしも部材あるいは構造物の変形の急増を引き起こすとは考え難い。設計規準DIN[17]ではフィットボルトの規定を設け，高力ボルトの支圧耐力の利用を考慮し，より大きな終局強度を規定している。Aタイプにおいて，終局荷重の実験値はすべり荷重の公称値に対して約3倍であり，すべり限界以降の終局限界までの耐力の余裕は非常に大きい。このことは限界状態設計法を導入する際に考慮するべき項目であろう。

BおよびCタイプの終局荷重について，それぞれ継手の破壊形式に対応した公称値に対する実験値の比率は，Bfタイプで1.18，Bsタイプで1.10，Cタイプで1.27である。鋼板の破断で終局限界に至るこれらの継手において，添接板破断型のBsに比べ母材破断型のBfおよびCで公称値に対する余裕が比較的大きい。特に，母材と添接板の降伏荷重が等しく，また，この降伏荷重とすべり荷重が等しく設計されたCタイプが大きな余裕強度を有している。これは母材破断型の継手において，終局状態でもなおかつ母材と添接板間の合成効果が期待できることを示している。材料試験から得られるこれら鋼板の引張強度の公称値に対する比率は，いずれも1.09程度であり，継手の破壊形式が終局耐力に影響を大きく影響していることがわかる。

2.5.4　変形能

継手を含む引張部材の変形能を考察するため，図-2.16のような両端に継手を有する引張部材を検討する。継手形式は本実験供試体の内のボルト本数6本のタイプを対象とし，部材一般部は継手部の母材と同じ鋼種および断面とする。AタイプとBfタイプについて継手を含む部材および含まない部材の応力－ひずみ関係を図-2.17に示す。また，すべてのタイプの継手について，部材長Lに占める継手長 l の割合を変化させた場合の応力－ひずみ関係を図-2.18に示す。そして，図-2.18に対応した部材の見かけの弾性係数，降伏比，靭性率などを表-2.7にまとめる。

Aタイプは，母材と添接板間のすべりによって線形限界が定まり，ボルトの破断により終局限界に達する。ボルト破断時の継手強度はすべり時の強度に比べ大きな値であり，そのため継手の線形限界と終局限界の比は小さな値となる。このタイプは，母材および添接板が継手の終局状態まで弾性を保つように設計されており，すべりの前後における剛性の変化は微小である。部材の伸びに対する主すべりの影響は，部材長Lに対して継手長lの

表-2.6　終局限界

（単位：tf）

供試体タイプ	実測値 N_U	終局限界の公称値 N_U^*		
		N_{FU}^*	N_{SU}^*	N_{BU}^*
A4	158.55	326.42	295.00	130.96
A6	(237.83)	326.42	295.00	196.44
Bf4	42.99	36.49	72.98	130.96
Bf6	42.78	36.49	72.98	196.44
Bs4	81.01	111.50	72.98	130.96
Bs6	80.56	111.50	72.98	196.44
C6	139.40	110.00	110.00	196.44
Bf2-a	33.39	31.00	62.00	65.48
Bf2-b	20.97	17.34	34.68	65.48
C2-a	43.45	41.33	82.66	65.48
C2-b	38.50	31.80	63.60	65.48

注）N_{FU}^*：母材の破断荷重の公称値
N_{SU}^*：添接板の破断荷重の公称値
N_{BU}^*：ボルトの破断荷重の公称値
（　）内数値は推定値である。

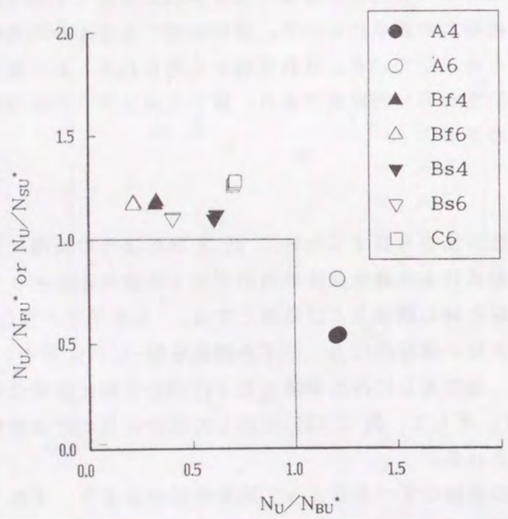


図-2.15　破断強度－ボルト破断強度の相関

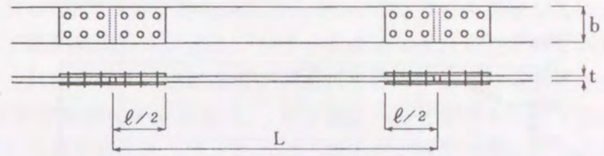


図-2.16　継手を有する引張部材

表-2.7　継手を含む部材の変形能

タイプ	l／L	弾性係数 E(×10⁶kgf/cm²)	降伏比 σ_y/σ_u	靭性率 $\varepsilon_u/\varepsilon_Y^*$	部材の伸び ε_u(%)
A	0.05	2.457	0.370	0.775	0.194
	0.10	2.504		1.204	0.301
	0.15	2.553		1.632	0.408
	0.20	2.604		2.064	0.516
Bf	0.05	2.197	0.706	28.641	3.714
	0.10	2.262		28.255	3.664
	0.15	2.330		27.877	3.615
	0.20	2.403		27.499	3.566
Bs	0.05	2.092	0.636	1.929	0.328
	0.10	2.084		3.194	0.543
	0.15	2.077		4.459	0.758
	0.20	2.069		5.729	0.974
C	0.05	1.977	0.639	15.175	3.035
	0.10	2.021		16.295	3.259
	0.15	2.068		17.410	3.482
	0.20	2.117		18.525	3.705

注）ε_Y^*：母材材料の降伏ひずみ
弾性係数，降伏比，靭性率は部材の応力－ひずみ関係より算出した見かけの値を意味する。

占める割合が大きくなるほど顕著となる。しかし，継手の破壊時における継手部および部材一般部の鋼板の塑性変形が生じないため，部材全体の変形能は小さい。

Bsタイプは添接板の降伏および破断によって線形限界および終局限界が定まる。線形限界および終局限界ともに添接板の強度に依存するため，線形限界と終局限界との比は添接板材料の降伏比とほぼ等しくなる。部材の伸びに対する主すべりの影響は，部材長Lに占める継手長 l の割合が大きくなるほど顕著になる。添接板の塑性変形も含まれるが，添接板破断時における母材および部材一般部の塑性変形が生じないため，部材の変形能は小さな値となる。

Bfタイプは，母材の降伏および破断によって線形限界および終局限界が定まる。継手部のボルト孔による母材の断面積減少の影響は，線形限界ではわずかである。一方，終局

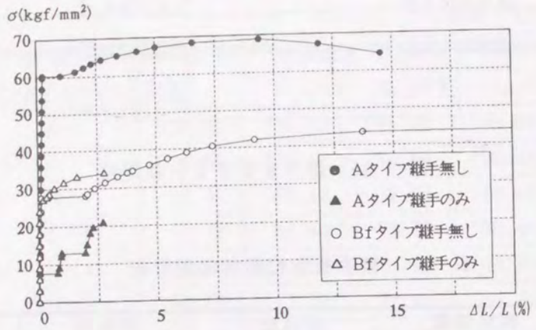
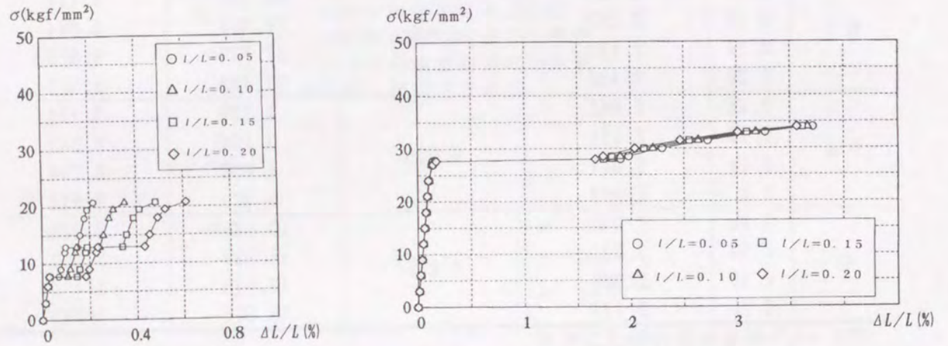
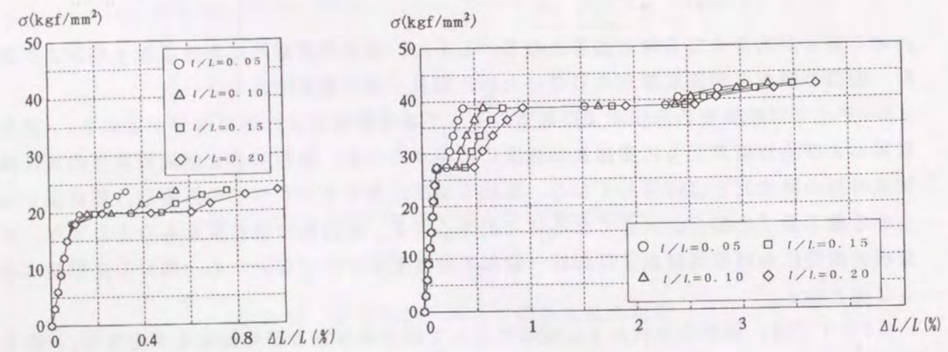


図-2.17　応力－ひずみ
（A，Bfタイプの継手を含む部材および継手を含まない部材）



（a）Aタイプ

（c）Bfタイプ



（b）Bsタイプ

（d）Cタイプ

図-2.18　継手を含む部材の応力－ひずみ

限界においては，摩擦による伝達能力はほとんど失われ，母材の有効断面はほぼ純断面となり，見かけの降伏比(降伏限界と終局限界との比)0.76は母材の降伏比0.62に比べ大きな値となる。しかし，線形限界以後の応力－ひずみ曲線の勾配は材料のひずみ硬化勾配に近い値を示しており，部材一般部の塑性変形が含まれるので，比較的変形能が確保される。Bfタイプの継手を有する部材の変形能は，継手部の占める割合が大きくなるほど小さくなり，他のタイプとは逆の傾向を示す。これは，継手部の特性が部材全体の変形能に対して支配的ではないことを意味しており，変形能を期待する部材においては望ましい継手形式であると考えられる。

Cタイプはすべりによって線形限界が定まり，母材の破断によって終局限界に達する。このタイプはBfタイプと同様に母材破断型ではあるが，鋼板降伏による板厚減少の影響でボルトの軸力抜けが促進されるため，線形限界においてはすべりが先行し，線形限界と終局限界の比がBfタイプよりも小さな値となる。このタイプの継手では母材および添接板双方の伸びが期待でき，部材降伏後の見かけのひずみ硬化勾配も小さな値となるため，部材全体の伸びは比較的確保される。しかし，すべり現象が部材の伸びに関与するため，部材長に対する継手長の占める割合が小さくなるほど伸びが減少する。

2.5.5　設計規準に関する考察

（1）ボルト孔による断面控除の影響

高力ボルト継手部において引張荷重が作用する場合，部材の有効断面についてはボルト孔による断面控除の影響を考慮する必要がある。第1章で述べたように，諸外国の鋼構造設計規準において，引張部材のボルト孔による断面控除の影響の考え方はそれぞれ異なっている。そこでこれを比較するため，母材または添接板降伏タイプ継手供試体の線形限界荷重について，道示および諸外国の代表的な鋼構造設計規準(AASHTO[10],BS5400[11],DIN[12])に基づく有効断面を用いた計算値と実験値を表-2.8に示す。DINにおいては，ボルト孔による断面減少が始まる前に，許容伝達力の40%の力が摩擦作用によって伝達されるという

表-2.8　諸基準による線形限界荷重の比較
（有効断面積の評価法の違い）

（単位：tf）

供試体	実験値	道示	AASHTO	BS5400	DIN
Bf4	32.9	22.9	28.1	27.5	30.6
		(1.44)	(1.17)	(1.20)	(1.08)
Bf6	32.5	23.1	28.4	27.8	30.8
		(1.40)	(1.14)	(1.17)	(1.05)
Bs4	59.5	46.0	56.5	55.2	53.7
		(1.29)	(1.05)	(1.08)	(1.11)
Bs6	61.4	45.9	56.3	55.1	53.6
		(1.34)	(1.09)	(1.11)	(1.15)

注）　（　）内は実験値と規準値との比

規定に従って算出する。そして，高力ボルト１本が受け持つ１摩擦面当たりの許容伝達力は，道示の規定に従い3900kgfを採用する。

本実験より得られた線形限界荷重は，すべての規準の規定値を上回っており，各国の設計規準は本実験の供試体に対して安全性を確保しているといえる。その中にあって道示は，他の規準に比べ高い安全性を有しており，母材降伏タイプのＢｆタイプでは規準値に対し40%以上の余裕がある。外国の規準値に対する余裕は20%以下である。添接板降伏タイプのＢｓタイプについても同様なことがいえる。道示の規準値の30%程度の余裕に対し，外国のそれは10%前後となっている。

（２）軸引張部材の終局強度

鋼構造設計に対して限界状態設計法を導入している諸外国の規準では，軸引張部材の終局強度に対する設計フォーマットを表-2.9のように規定している。すなわち，わが国の道示では$A_n \cdot \sigma_y$を基準として　設計強度を規定しているが，諸外国の規準では$A_g \cdot \sigma_y$または$A_n \cdot \sigma_u$を基準として設計強度を規定している点で異なっている。本実験の継手供試体について，終局荷重の実験値とこのような評価法に着目して算出した計算値との比較を表-2.10に示す。これより，$A_n \cdot \sigma_y$を継手耐力の限界値と考える場合，諸外国の規準に比べ継手耐力を過小評価しているといえる。実験結果においても，ボルト孔による断面控除の影響は降伏強度に対してわずかであり，終局強度に対して顕著となることを示したが，諸外国の規準にはそのような考え方が反映されたものであると考えられる。

（３）線形限界および終局限界に対する安全率

道示に基づく有効断面で評価した許容引張力または許容すべり力について，各供試体の線形限界および終局限界の実験値に対する安全率を算出し，その結果を表-2.11に示す。

表-2.9　軸引張部材の終局強度

設計規準	終局強度	備考
道示	$N_Y = A_n \cdot \sigma_y / 1.7$	N_Y :部材の降伏に対する強度 N_U :部材の破断に対する強度 σ_y :降伏強度 σ_u :引張強度 A_g :部材の総断面積 A_n :部材の純断面積 ϕ_g :部材の総断面に対する強度低減係数 ϕ_n :部材の純断面に対する強度低減係数 α :鋼材の材質による係数 γ_m :部分材料係数 γ_{ry} :降伏に関する抵抗係数 γ_{ru} :破断に関する抵抗係数
AASHTO	$N_Y = A_g \cdot \sigma_y \cdot \phi_g$ $N_U = A_n \cdot \sigma_u \cdot \phi_n$	
BS 5400	$N_Y = (1.0 \cdot \alpha \cdot A_n) \cdot \sigma_y \cdot (1/\gamma_m)$	
SIA 161	$N_Y = A_g \cdot \sigma_y$ $N_U = A_n \cdot \sigma_u \cdot \phi_n$	
ISO/TC 167/SC	$N_Y = A_g \cdot \sigma_y \cdot (1/\gamma_{ry})$ $N_U = A_n \cdot \sigma_u \cdot (1/\gamma_{ru})$	
EUROCODE3	$N_Y = A_g \cdot \sigma_y \cdot (1/\gamma_{ry})$ $N_U = 0.9 \cdot A_n \cdot \sigma_u \cdot (1/\gamma_{ru})$	

表-2.10　諸基準に基づく終局強度

タイプ		Ｂｆ4	Ｂｆ6	Ｂｓ4	Ｂｓ6	Ｃ6
線形限界実験値（tf） ①		32.64	32.55	59.27	61.10	88.11
終局荷重実験値（tf） ②		42.79	42.78	81.01	80.56	139.40
②／①		1.32	1.31	1.37	1.32	1.58
N_Y	③	21.36	21.36	42.72	42.72	79.20
（$A_n \cdot \sigma_y$）	①／③	1.53	1.52	1.39	1.43	1.11
（tf） ③	②／③	2.01	2.00	1.90	1.89	1.76
N_{U1}	④	32.40	32.40	64.80	64.80	115.63
（$A_g \cdot \sigma_y$）	①／④	1.01	1.00	0.91	0.94	0.76
（tf） ④	②／④	1.33	1.32	1.25	1.24	1.21
N_{U2}	⑤	36.49	36.49	72.98	72.98	110.00
（$A_n \cdot \sigma_u$）	①／⑤	0.89	0.89	0.81	0.84	0.80
（tf） ⑤	②／⑤	1.18	1.17	1.11	1.10	1.27
N_{U3}	⑥	32.84	32.84	65.68	65.68	99.00
（$0.9A_n \cdot \sigma_u$）	①／⑥	0.99	0.99	0.90	0.93	0.89
（tf） ⑥	②／⑥	1.31	1.30	1.23	1.23	1.41
N_{U4}　注）	⑦	25.63	25.63	51.26	51.26	87.12
（$1.0\alpha A_n \cdot \sigma_y$）	①／⑦	1.27	1.27	1.16	1.19	1.01
（tf） ⑦	②／⑦	1.68	1.67	1.58	1.57	1.60

注）SS400の場合$\alpha = 1.2$，SM490Yの場合$\alpha = 1.1$

表-2.11　継手供試体の安全率

供試体タイプ	線形限界 N_{PL}/N_a	終局限界 N_U/N_a	N_U/N_{PL}	材料強度 鋼種，板厚t	σ_y/σ_a	σ_u/σ_a
Ａ4	1.83	5.11	2.82			
Ａ6	2.42	5.11	2.11			
Ｂｆ4	2.60	3.43	1.32	SS400	1.97	3.19
Ｂｆ6	2.59	3.40	1.31	t=10mm		
Ｂｓ4	2.36	3.23	1.37	SS400	1.97	3.19
Ｂｓ6	2.43	3.20	1.32	t=10mm		
Ｃ6	1.89	2.99	1.58	SM490Y t=22mm	1.79	2.56

注）N_a：道路橋示方書に基づく許容引張力または許容すべり力
　　σ_a：許容引張応力度

線形限界および終局限界とも実験値に対する安全率は，わが国の規準値1.7を上回っている。すべりで線形限界が定まっているCタイプについては，道示のすべりに対する安全率1.7は満たされており，この安全率1.7は，すべり耐力において比較的余裕が少ないこれらのタイプに対応しているものと考察される。

BfおよびBsタイプの線形限界に対する安全率はそれぞれ平均で2.60および2.39である。これは，本実験で用いた鋼材について材料試験から得られた降伏強度と道示の許容引張応力度との比率1.97に比べ，大きな値を示している。降伏タイプの継手強度は鋼材の強度に依存するが，継手の弾性範囲内において純断面を有効断面とした場合，安全側の結果となっている。わが国の設計規準において，継手部の強度評価における母材および添接板の有効断面の評価法を見直す必要があると思われる。

（4）継手部の変形能

設計規準ISO/TC[13]（以下「ISO」と略す）およびEUROCODE3[14]（以下「EC3」と略す）の規準において，継手部の変形能が要求される部材に対する基本的な考え方は，安全係数などに若干の差はあるが，基本的に式(2.1)のとおりである。

$$A_n \cdot \sigma_u / \gamma_{ru} > A_g \cdot \sigma_y / \gamma_{ry} \qquad (2.1)$$

ここに，

A_n ：継手部の純断面積
A_g ：継手部の総断面積
σ_u ：鋼材の引張強度
σ_y ：鋼材の降伏強度
γ_{ru}：破断に関する抵抗係数
γ_{ry}：破断に関する抵抗係数

本報告において，ボルト孔による断面欠損が降伏荷重に与える影響はわずかであり，終局荷重に対して顕著となることを示したが，上記の規準の表記には，そのような考え方が反映されているものと思われる。また，変形能に関する条項の式(2.1)を満足することにより，継手部の破断が生じる以前に部材一般部の塑性変形が生じるため，部材の変形能が確保される。

本実験の継手モデルに対し，EC3において規定されている抵抗係数（γ_{ry}=1.1，γ_{ru}=1.25）を用いて，式(2.1)を適用した結果を表-2.12に示す。ただし，A_nおよびA_gは設計値，σ_uおよびσ_yは道示に基づく公称値とする。本実験の継手モデルは，許容応力度設計法に準拠して設計されているが，最も変形能を有しているBfタイプでさえも上記の規準を満足していない。したがって，変形能が要求される部材に使用する場合は検討を要する。本実験の継手モデルに対して，ISOおよびEC3による必要板幅を表-2.13に示す。これによると，部材の伸びが4%程確保されたBfタイプにおいても必要板幅を満足していない。また，Cタイプにおいても必要板幅がISOで253mm，EC3で506mmとなり，設計板幅146mmを大きく上回っている。これは，この規準による必要板幅が，鋼種特有の降伏比および板幅方向のボルト本数によって定まるためであり，同じボルト行数であれば，降伏比が比較的小さな鋼種SS400の場合よりも鋼種SM490Yの場合において大きな板幅が要求される。

表-2.12　変形能に関する条項の適用例

（単位：tf）

継手タイプ（使用鋼種）	ISO		EC3	
	$A_g \cdot \sigma_y / \gamma_{ry}$	$A_n \cdot \sigma_u / \gamma_{ru}$	$A_g \cdot \sigma_y / \gamma_{ry}$	$0.9A_n \cdot \sigma_u / \gamma_{ru}$
A （SM570）	316.15	261.14	316.15	235.03
Bs（SM490Y）	110.46	89.00	110.46	80.10
Bf（SS400）	29.46	29.19	29.46	26.47
C （SM490Y）	105.12	88.00	105.12	79.20

注）変形能に関する条項：$A_n \cdot \sigma_u / \gamma_{ru} > A_g \cdot \sigma_y / \gamma_{ry}$

γ_{ry}=1．1，γ_{ru}=1．25

表-2.13　変形能を要する部材の必要板幅

（単位：mm）

継手タイプ（使用鋼種）	供試体設計値	ISO	EC3
A （SM570）	180	466	——
Bs （SM490Y）	135	253	506
Bf （SS400）	135	137	176
C （SM490Y）	146	253	506

2．5．6　限界状態の区分

高力ボルト摩擦接合継手の設計では，現行の設計規準に準拠して，2つの限界状態すなわちすべり限界および母材または添接板の純断面の降伏限界について，それぞれ独立に照査している。しかし，すべり現象と降伏現象は独立したものではなく，少なくとも降伏現象がすべりに対して影響を及ぼしている。したがって，継手の設計においては，このことを考慮した上で，すべり限界と降伏限界の区別を明確にする必要がある。ここでは，本実験で得られた継手の引張実験のデータ，辻岡・脇山[15]および建設省土木研究所[16]の実験データより，すべり強度・降伏強度比パラメータβに着目し，これらの限界状態の区別を検討する。ここにパラメータβは，純断面降伏強度の公称値N_{Yn}*に対するすべり強度の公称値N_{SL}*の比（$\beta = N_{SL}^* / N_{Yn}^*$）である。

（1）すべり限界

すべり係数μ_1の実験結果および参考文献15),16)のデータを図-2.19に示す。ここにすべり係数μ_1はすべり荷重の実験値N_{SL}およびボルトの初期導入軸力の実験値T_0によるものである。

供試体Aタイプのように，すべり強度が母材の純断面降伏強度よりかなり小さい場合，すべりに対する母材の降伏の影響はほとんど現れず，継手の両側または片側の全ボルト位置でほぼ同時にすべりが発生している（主すべり）。図-2.19より，$\beta \leq 0.7$の範囲においては，すべり係数μ_1はβとの相関性があまりなく，その平均値は0.52の一定値とみなせる。次に，$0.7 < \beta$の範囲では，すべりと母材の降伏は独立したものにはなっていない。つまり，母材および添接板の引張応力によって板厚が減少し，そのため，ボルトの軸力抜けが進みすべりが発生する。そして，見かけのすべり係数が低下したように見える。また，すべり係数とβとの間に線形関係が認められる。すべりが先行する$0.7 < \beta \leq 1.0$の範囲において，すべり係数の平均値は図-2.19中のβに応じて低減される直線で表される。しかし，これらのすべり係数は，データ数が少ないため，安全側として標準偏差の1倍程度マイナス側の値とする。

以上より，$\beta \leq 1.0$の範囲においては，すべり限界を線形限界とし，すべり係数μを以下のように考えることとする。

$$\left.\begin{array}{lll} \beta \leq 0.7 \text{ の場合：} & \mu = 0.5 & \text{（基本すべり係数）} \\ 0.7 < \beta \leq 1.0 \text{ の場合：} & \mu = 0.5(1.28 - 0.4\beta) & \text{（すべり係数の低減）} \end{array}\right\} \quad (2.2)$$

（2）降伏限界

たとえば供試体Bsタイプのように母材の降伏がすべりより先行する場合，すなわち

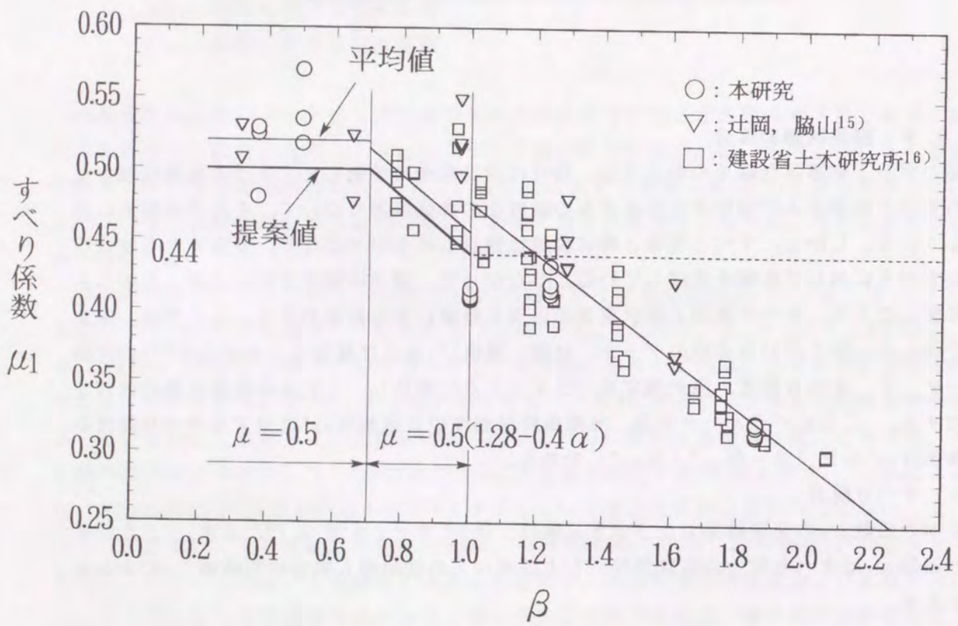


図-2.19　すべり係数$\mu_1 - \beta$

$1.0 < \beta$の場合，母材の降伏により板厚の減少が加速され，ボルトの軸力抜けが進む。すべり現象は最初に最外列のボルト位置で部分的に発生し（部分すべり），その後に主すべりが発生する。そして，βが大きくなるほど，部分すべりが顕著になり，供試体Bfタイプのように主すべりが発生することなく母材の終局状態に達している。ここで，線形限界の実験値N_{PL}と母材純断面降伏強度N_{Yn}（$= A_n \cdot \sigma_y$）および母材総断面降伏強度N_{Yg}（$= A_g \cdot \sigma_y$）との比を図-2.20に示す。ここに，σ_yは試験値，A_nおよびA_gは実測値である。図-2.20より，線形限界N_{PL}は$\beta = 1.0$の近傍ではN_{Yn}よりわずかに大きくなるが，βが大きい場合はN_{Yg}に近くなる。この両ケースの境界は$\beta = 1.2$付近と考えられる。以上より，$1.0 < \beta$の範囲においては，母材の降伏限界を線形限界とし，以下のように分類することとする。

$1.0 < \beta \leq 1.2$ の場合：　線形限界は母材の純断面降伏強度に基づく
$1.2 < \beta$ の場合：　線形限界は母材の総断面降伏強度に基づく

（3）終局限界

すべりが先行し，母材の降伏まで余裕のある場合，たとえば供試体Aタイプの場合，終局状態はボルト孔の円筒面におけるボルトまたは母材の支圧による降伏，あるいはボルトの破断である。この終局強度はすべり強度に比べて非常に大きく，ボルト前面における母材の支圧強度またはボルトの破断強度を終局限界と考えることができる。しかし，実橋においてこのようなケースはまれである。そのため，ここでは線形限界（すべり限界）を終局限界と考える。

母材の降伏がすべりより先行する場合，終局状態はボルト列位置の母材の破断である。しかし，この終局強度の線形限界に対する余裕は，すべりが先行するタイプほど大きくは

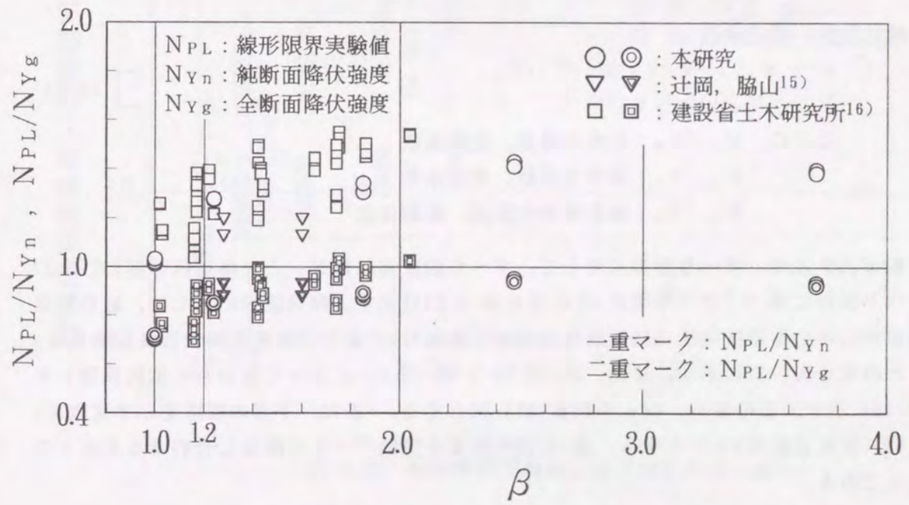


図-2.20　線形限界実験値／純(総)断面降伏強度$-\beta$

ない。したがって，前述と同様に，ここでは線形限界（降伏限界）を終局限界と考える。

（４）抵抗強度の評価

実験データよりすべり強度や母材降伏強度など抵抗強度を評価する方法として，以下の２通りある。

①データの平均値とそのばらつきを考慮して評価する。
②データの直観的な下限値により評価する。

ここでは①のデータの平均値とそのばらつきを考慮して抵抗強度を評価する。この場合SGST－Format[17]に従うものとし，その書式は以下のとおりである。

SGST－Formatによる抵抗強度

$$\phi R_n = \phi_1 (1 - k_R V_R) R_m \qquad (2.3)$$

ここに，R_n：示方書で定める抵抗強度
ϕ　：抵抗係数
ϕ_1：較正係数
（設計，施工時の２次的要因あるいは重要度等を考慮する係数）
R_m：強度の平均値
V_R：変動係数
k_R：下界の程度を示す定数

すべり強度および降伏強度のそれぞれの抵抗係数は以下のように表される。

すべり強度の抵抗係数

$$\left.\begin{aligned} \phi &= \phi_1 (1 - k_R V_R) S_m \cdot N_m \\ V_R &= (V_S^2 + V_N^2)^{1/2} \end{aligned}\right\} \qquad (2.4)$$

ここに，S_m，V_S：すべり係数の係数，変動係数
N_m，V_N：ボルト軸力の係数，変動係数

降伏強度の抵抗係数

$$\left.\begin{aligned} \phi &= \phi_1 (1 - k_R V_R) M_m \cdot F_m \cdot P_m \\ V_R &= (V_M^2 + V_F^2 + V_P^2)^{1/2} \end{aligned}\right\} \qquad (2.5)$$

ここに，M_m，V_M：材料の係数，変動係数
F_m，V_F：製作の係数，変動係数
P_m，V_P：線形限界の係数，変動係数

実験データより，すべり限界に対して，すべり強度実験値N_{SL}と公称抵抗強度(式(2.2)のすべり係数に基づくすべり強度)との比を図-2.21に示す。降伏限界に対して，線形限界実験値N_{PL}と公称抵抗強度（純断面降伏強度公称値N_{Yn}*または総断面降伏強度公称値N_{Yg}*）との比を図2-22に示す。また，式（2.4），式（2.5）によって算出した抵抗係数ϕを表-2.14に示す。この場合，較正係数ϕ_1は1.00とする。また，下界の程度を示す定数k_Rは1.65（非超過確率5%）とする。表-2.14の結果を実験データに照らし合わせると以下のとおりである。

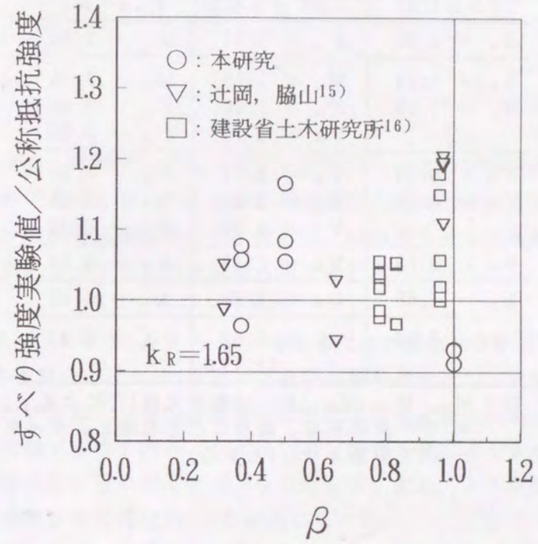


図-2.21　すべり強度実験値／公称抵抗強度－β

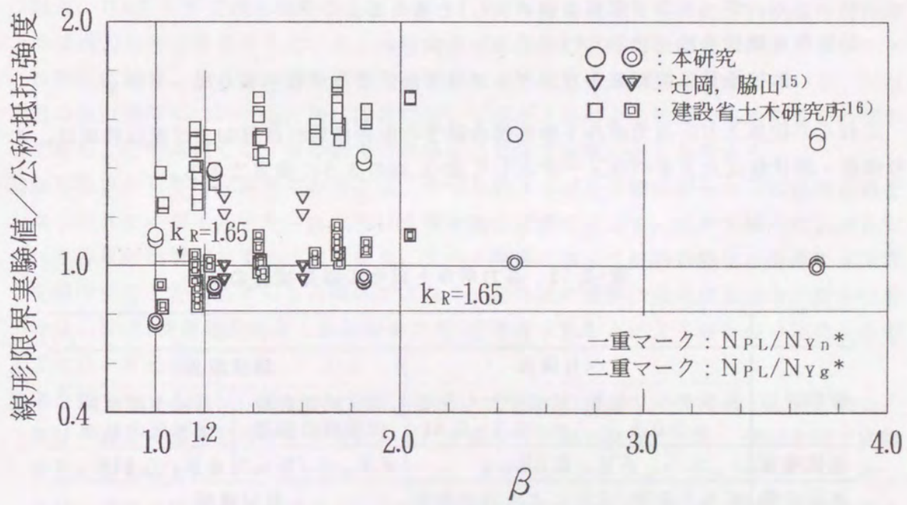


図-2.22　線形限界実験値／公称抵抗強度－β

表-2.14　抵抗係数ϕ

すべり強度 ($\beta \leq 1.0$)	純断面降伏強度 ($1.0 < \beta \leq 1.2$)	全断面降伏強度 ($1.2 < \beta$)
$\phi_1 = 1.00$	$\phi_1 = 1.00$	$\phi_1 = 1.00$
$S_m = 1.04$ $N_m = 1.00$	$M_m = 1.15$ $F_m = 1.00$ $P_m = 1.18$	$M_m = 1.15$ $F_m = 1.00$ $P_m = 0.92$
$V_S = 0.07$ $V_N = 0.03$	$V_M = 0.11$ $V_F = 0.05$ $V_P = 0.09$	$V_M = 0.11$ $V_F = 0.05$ $V_P = 0.07$
$V_R = 0.08$	$V_R = 0.15$	$V_R = 0.14$
$k_R = 1.65$	$k_R = 1.65$	$k_R = 1.65$
$\phi = 0.90$	$\phi = 1.02$ (1.1)＊	$\phi = 0.81$

注）M_m、F_m、V_M、V_F は参考文献17)による。
＊:データの不足、偏りなどを考慮し、データの下限値より1.1とする。

①すべり強度（$\beta \leq 1.0$）：

抵抗係数は0.9であり，実験データのほぼ下限値になっている。

②純断面降伏強度（$1.0 < \beta \leq 1.2$）：

抵抗係数は1.02である。しかし，この場合データが少なく，また偏っているため，データの下限値より$\phi = 1.1$と考える。

③総断面降伏強度（$1.2 < \beta$）：

抵抗係数は0.81であり，データの下限値より少し小さくなっている。

これらの結果より，高力ボルト摩擦接合継手の限界状態の区分および抵抗強度は，すべり強度・降伏強度比βをパラメータとして表-2.15のように提案できる。

表-2.15　高力ボルト継手の限界状態の区分

β	0.7		1.0	1.2
線形限界	すべり限界		降伏限界	
	基本すべり係数 $\mu = 0.5$	低減すべり係数 $\mu = 0.5 \sim 0.44$	母材純断面降伏強度の割増	母材全断面降伏強度の低減
抵抗強度	$\phi R_n = 0.9 R_n$		$\phi R_n = 1.1 N_{Yn}$*	$\phi R_n = 0.81 N_{Yg}$*
終局状態	ボルト破断/支圧による母材降伏		母材破断	

低減すべり係数　$\mu = 0.5(1.28 - 0.4\beta)$

以上により，高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分と各区分における限界強度を明確にした。すべり限界については，実際のすべり現象を考慮したすべり係数を適用している。また，降伏限界についてはボルト孔による断面控除の影響が反映されている。この提案により，高力ボルト摩擦接合引張継手の設計および製作の合理化を図ることができるものと考える。

2.6 結論

本章では，高力ボルト摩擦接合継手に関する規定についてわが国の設計規準と諸外国の鋼構造設計規準との相違点に着目し，各種限界状態を系統的に計画した高力ボルト摩擦接合継手供試体を用いて引張試験を行った。そして，摩擦接合継手の各種限界状態について考察を行った。それによって得られた成果は以下のとおりである。

①Aタイプ(スリップタイプ)，Bタイプ(母材または添接板降伏タイプ)およびCタイプ(スリップ－降伏複合タイプ)の3タイプの供試体を対象として実験を行った。すべり係数の評価については，母材や添接板の塑性化によるボルトの軸力抜けがわずかであるAタイプの実験が有効である。Aタイプの実験データによるすべり係数は，一例を除いて道示のすべり係数の規定値 0.4を上回った。また，A6供試体のすべり係数は，諸外国の設計規準にある規定値0.5を確保していた。

②道路橋示方書の許容すべり荷重は，A4およびA6供試体の実験値に対して1.83および2.42の安全率を有していた。

③母材または添接板の有効断面を調べるためのBタイプにおいて線形限界の実験値は，道路橋示方書に基づく有効断面を用いて算出した計算値に対して，Bfタイプで40%以上，Bsタイプで30%程度の余裕があり，諸外国の設計規準に比べわが国の設計規準は過大な安全性を有している。母材および添接板の有効断面の計算におけるボルト孔控除に関し，諸外国の設計規準では摩擦による荷重伝達効果を考慮している。わが国の設計規準についても，降伏限界においてボルト孔による断面欠損の影響がわずかであることを考慮して，有効断面の評価法を見直す必要があると考える。

④線形限界から終局限界までの余裕は，すべりおよびボルト破断がそれらの限界状態となったAタイプで大きかった。部材や構造物の変形に対して，ボルト継手におけるすべり現象の影響がわずかである場合，すべり限界に対して材料の降伏と同様の安全性を確保することは必ずしも合理的ではなく，諸外国の規準に見られるように限界状態の使い分け(使用限界状態と終局限界状態)を考慮することによる設計の合理化も必要であると考える。

⑤継手部を有する部材において，純断面の終局荷重が総断面の降伏荷重を上回る場合，部材一般部の塑性変形が生ずるため部材全体の変形能が確保される。母材破断で終局限界に達するBfタイプおよびCタイプは，変形能が比較的確保されている。しかし，スリップタイプのAタイプおよび添接板降伏タイプのBsタイプは，局所的現象であるすべりや添接板の降伏が卓越し，継手破壊時において部材一般部の塑性変形が含まれない場合，部材全体の変形能はBfタイプおよびCタイプに比べ小さい。

⑥設計規準ISOおよびEC3では継手部の変形能に関する条項を設けている。 EC3の条項によると，部材の変形能は抵抗係数および鋼材の降伏比に強く依存している。抵抗係数を鋼種に関係なく一律とすると，一般に降伏比の大きな高張力鋼を継手部に使用した場合，変形能の面で不利となる。本実験でも，比較的降伏比の大きな鋼種SM490Yを用いたCタイプの継手を有する部材の変形能は，同じ母材降伏型のBfタイプ(鋼種SS400)の継手を有する部材に比べて小さくなった。

⑦高力ボルト摩擦接合引張継手の実験データをもとに，高力ボルト継手のすべり強度と母材降伏強度との比をパラメータとして，継手の限界状態の区分と各区分における限界強度の評価法を提案した。この場合，すべり限界に対しては実際のすべり現象を考慮したすべり係数としている。また，継手の限界強度については実験データのばらつきを考慮した設計書式を提案した。本提案では，母材純断面降伏強度がすべり強度に比べて小さい場合，継手の降伏限界は母材の純断面降伏強度を割増す形式または総断面降伏強度を低減する形式になる。この提案により，高力ボルト摩擦接合引張継手の設計および製作の合理化を図ることができるものと考える。

鋼構造設計に関し限界状態設計法を導入する場合，継手部の限界状態についても考慮する必要がある。高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態の評価に対して，摩擦面のすべり耐力，ボルトの破断耐力，および母材や添接板の耐力などを考慮した継手部の各種限界状態の系統的な見直しが必要である。そのためには，各種限界状態の実験による検証は不可欠である。本章では，系統的に計画された高力ボルト摩擦接合引張継手を対象に継手部の耐荷力，特にすべり発生以後の挙動に着目した実験を行い，典型的な破壊性状に対する継手部の挙動の解明を試みた。そして，高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態の区分および各区分の限界強度の評価法を提案した。

参考文献

1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，1990.2.
2) 日本建築学会：鋼構造設計規準，1970.
3) 菊川・田中・寺田：防錆処理した高力ボルト摩擦継手挙動の経時変化に関する実験的研究，土木学会第35回年次学術講演会，Ⅰ-110，1980.
4) 寺田・名取：プレートガーダーの高力ボルト摩擦接合部の力学的特性，土木学会第37回年次学術講演会，Ⅰ-98，1982.
5) 吉原・小坂・大野：高力ボルトの軸力変動と滑り耐力に関する実験，土木学会第41回年次学術講演会，Ⅰ-281，1986.
6) 石原・畑中・谷平：１７年間供用した実橋高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐荷力，土木学会第44回年次学術講演会，Ⅰ-208，1989.
7) 菊川・山口・佐岡：防錆処理高力ボルト継手の経年変化（１０年間暴露した継手のすべり試験），土木学会第45回年次学術講演会，Ⅰ-140，1990.
8) 長嶋・山田・長島・成田：プレートガーダー継手のすべり強度試験および解析，土木学会構造工学論文集，Vol.37A,1991.3.
9) 北後：高力ボルト摩擦接合のすべり耐力と部材表面の性状に関する基礎的調査研究，建築学会構造工学論文集，Vol.38B,1992.3.
10) AASHTO: Standard Specifications for Highway Bridges, DRAFT, 1991.
11) BSI：BS 5400, Part 3. Cord of practice for design of steel bridges, 1982.
12) DIN：DIN 18800 Teil 1, Stahlbauten, 1988.
13) ISO: ISO/TC 167/SC 1-Steel Structures,Materials and Design, 1991.
14) EC3:EUROCODE NO.3, Common Unified Code of Practice for Steel Structures,1989.
15) 辻岡・脇山：多列高力ボルト摩擦接合部のすべり耐力に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.40B，1994.3.
16) 建設省土木研究所：高力ボルト摩擦接合継手に関する試験調査，土木研究所資料第1871号，1982.9.
17) 東海鋼構造研究グループ（代表　福本啸士）：鋼構造部材の抵抗強度の評価と信頼性設計への適用，橋梁と基礎，Vol.14，No.11～12，1980.
18) SSEA：SIA 161, Steel Structures, 1979.
19) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計規準（案）・同解説，1990.2.
20) 田島：高力ボルト摩擦接合概説，技報堂，1966.
21) 日本鋼構造協会：鋼構造接合資料集成－リベット接合・高力ボルト接合－，技報堂，1977.
22) 伊藤：ＤＩＮ規格の鋼構造用ボルト接合に関する規定，橋梁と基礎，1989.5.
23) 秋山・西村・亀井・池端：高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分，鋼構造年次論文報告集，Vol.3，pp.289-296，1995.11

第３章　引張継手の応力および変形特性

３．１ 概説

高力ボルト摩擦接合継手は，継手材片を高力ボルトの高軸力により締め付け，材片間に生じる摩擦力によって応力を伝達する継手形式である。したがって，継手部の性状，強度などの特性を知るためには，ボルト軸力によって材片の表面やボルト孔周縁，材片間の接触面などに発生する応力状態を正確に把握する必要がある。しかしながら，このような継手部の応力状態を実験的に精度よく測定することは，ボルト継手構造の特性上困難である。高力ボルト摩擦接合継手に関する既往の研究についても，実験的研究が多く行われているが，継手部の局部応力を正確に把握するには至っていない。また，継手の特性を決定づける要因の数が多いため，実験の結果だけで継手部の挙動を説明することは難しいといえる。したがって，実験において不足する部分を補い，一般的な性状を明らかにするためには解析的研究が必要である。

既往の解析的研究に関し，支圧力を受ける鋼板の弾塑性挙動および変形特性については，理論的あるいは解析的な研究は行われている[1)-6)]。しかし，高力ボルト摩擦接合継手の場合は，ボルト孔周辺の複雑な境界条件の処理が難しく，さらには，不明確なすべり抵抗が応力状態に与える影響が大きく，すべり抵抗の扱い方が難しい。そのため，解析的研究は少ない。田島[7)]は，継手接合部において「ずれ」が生じている領域と生じていない領域とに分けて解析を行っているが，この場合ボルトの軸力抜けによる効果を考慮することはできない。長嶋[8)]は，引張応力場における継手に対し，すべりが生じていない状態から主すべりに至るまでの挙動を「剛体－ばねモデル」により解析を行っている。この場合，継手部においてボルトゲージ上のボルト間の平均的な応力はわかるが，板幅方向の応力分布はわからない。

本章では，アイソパラメトリック立体要素を用いた弾塑性有限要素解析を行い，すべりが生じる以前の引張継手の応力特性および変形特性についての評価を行う。そして，この解析結果に対し，第２章で述べた少数ボルトタイプの継手供試体を対象とした引張実験の結果により検証を行う。

３．２ 解析モデル

３．２．１　高力ボルト摩擦接合継手の解析モデル

継手部のモデル化に際しては，解析の対象とする継手構造が２軸対称であるため，図-3.1に示すように1／8部分をモデル化し，有限要素分割を行った。図-3.2に有限要素分割を示す。なお，材料は等方・等質性の完全弾塑性体と仮定し，Von Misesの降伏条件およびPrandtl-Reussの塑性流れ則に従うものとする。

解析の対象とする継手モデルは，少数ボルトタイプとしてボルト本数が片側２本の高力ボルト引張継手である。そして，ボルト配置について，その影響を確認するため，引張力直角方向に２本配置したタイプ（ａタイプ）および引張力方向に２本配置したタイプ（ｂ

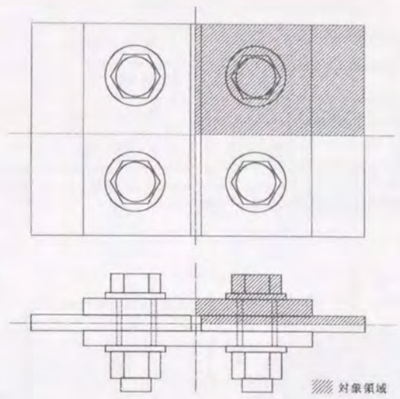


図-3.1　解析の対象領域

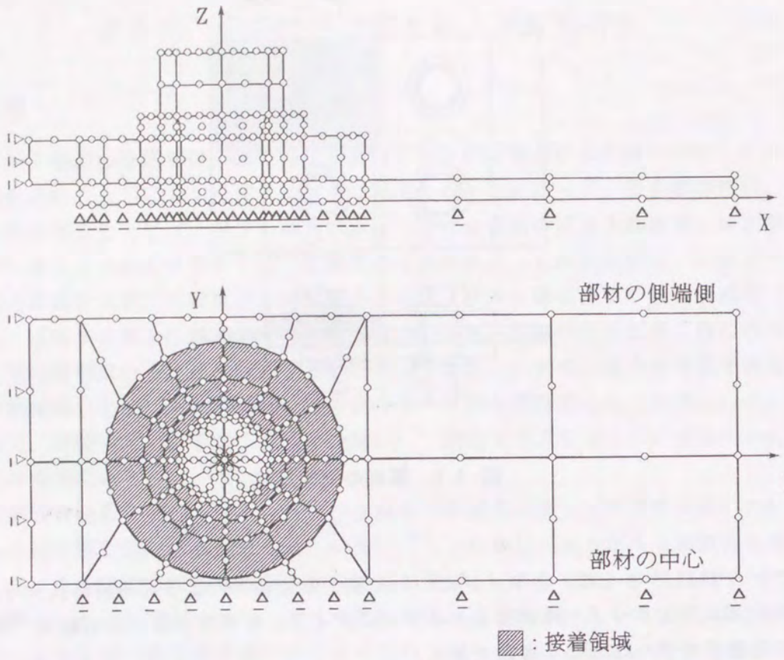
タイプ）とする。さらに，各タイプについて第２章で述べたような母材降伏タイプ（Ｂｆタイプ）およびスリップ－降伏複合タイプ（Ｃタイプ）を考慮する。その結果，解析の対象とする継手モデルは合計４種類である。

本章では解析を行った結果を実験の結果によって検証することを目的としている。そのため，検証用の実験結果としては，第２章にある少数ボルトタイプの実験供試体，すなわちＢｆ２－ａ，ｂおよびＣ２－ａ，ｂタイプの合計４タイプの結果を対象とする。したがって，解析モデルの諸元は，これら４タイプの実験供試体の断面諸元を適用する。表-3.1に解析モデルの断面諸元を示す。

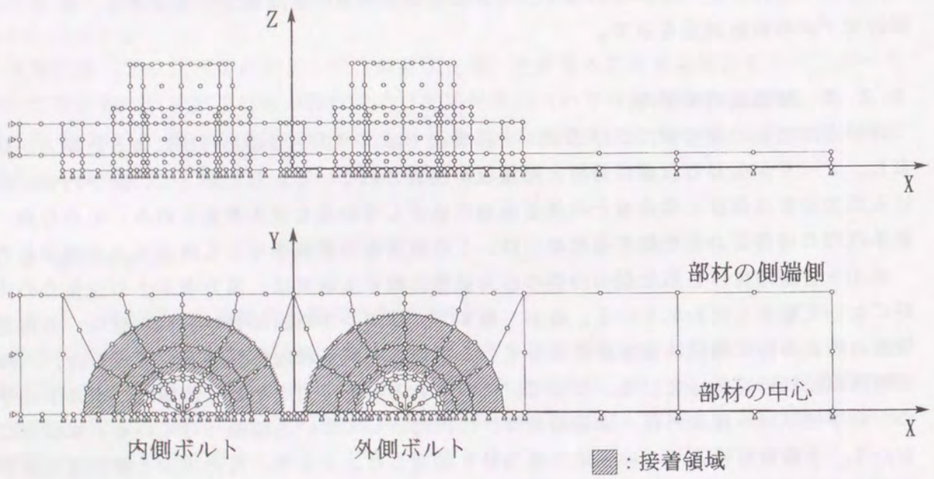
３．２．２　摩擦面のモデル

母材と添接板の接触面におけるボルト孔周辺では，ボルトの締め付けによる圧縮力が分布し，すべりが生じる以前は母材と添接板が接着されている。したがって，継手内部における応力分布は母材と添接板との接着面積に依存しているものと考えられる。そのため，継手内部の局部応力を把握するためには，この接着面の領域を正しく評価する必要がある。

ボルトを締め付けられた板の内部の応力状態に関する研究は，高力ボルト引張接合の分野において数多く行われている。藤本・橋本[5)]，はボルトを締め付けられた板を，有孔無限板の円孔の縁に環状の荷重が作用している状態の三次元軸対称問題としてとらえ，三次元弾性理論解析を行っている。そして，この場合の圧縮応力を生じる領域は，ボルト孔中心から半径ｒ（＝座金外径＋添接板板厚）の円内としてよいと結論づけている。本研究において，予備解析によりこの仮定の妥当性を確認した。そして，高力ボルト摩擦接合継手における母材と添接板との接着領域として，ボルト孔中心から半径ｒ（＝座金外径＋添接板板厚）の円内とした。



(a) Bf2－a，C2－aタイプ



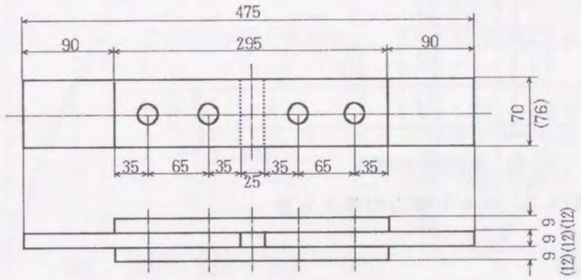
(b) Bf2－b，C2－bタイプ

図-3.2　有限要素分割

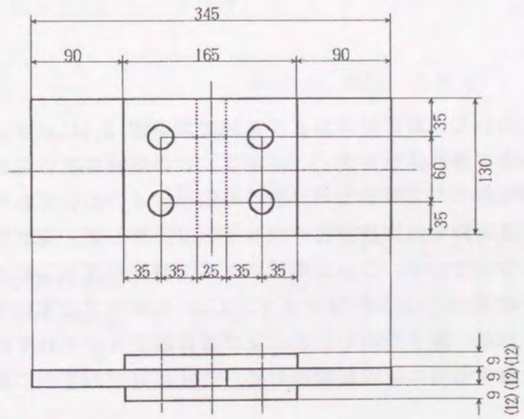
表-3.1　解析モデルの断面諸元

解析モデルのタイプ	Bf2-a	Bf2-b	C2-a	C2-b
継手の挙動タイプ	母材降伏タイプ		スリップ－降伏複合タイプ	
ボルトの配置　＊)	aタイプ	bタイプ	aタイプ	bタイプ
鋼種	SS400	SS400	SS400	SM490Y
降伏応力度 σ_y(kgf/cm²)	2848	2848	2914	3995
継手部材幅　(mm)	130	70	130	76
継手長　(mm)	345	475	345	475
母材板厚 t_f　(mm)	9	9	12	12
添接板板厚 t_s　(mm)	9	9	12	12
添接板長　(mm)	165	295	165	295
接着領域直径　(mm)	58	58	64	64
ボルト孔径　(mm)	22.5			
ボルト頭部　(mm)	外径 31 × 高さ 13			
座金　(mm)	外径 40 × 内径 21 × 厚さ 4.5			

＊)ボルト配置：aタイプ…引張力直角方向に2本配置，bタイプ…引張力方向に2本配置



Bf2－bタイプ
（C2－aタイプ）



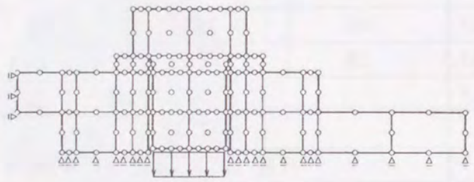
Bf2－aタイプ
（C2－bタイプ）

3．2．3　ボルト部のモデル

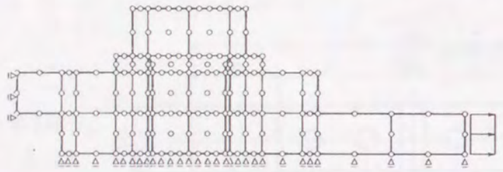
ボルト孔周辺の圧縮応力分布解析においては，ボルト軸力による外力を座金底面からの等分布荷重として与えている。しかし，ボルト軸力を導入した後，継手の軸方向に引張荷重をかける場合は，ボルト・ナットと座金を無視してこれを等分布荷重に置換するだけでは継手の剛性を低く見積もることになり，また，ボルト軸力の変動を考慮することができない。したがって，ボルト・ナットおよび座金を考慮し，ボルトの初期導入軸力による応力と変形を初期応力および初期変形して組み込む必要がある。このことに対し，次のような手順で計算を行った（図-3.3）。

1）　ボルト軸部に軸力を導入し，応力および節点変位を計算する。

2）　1)で求めた応力を初期応力として導入する。



①　ボルト軸力の導入

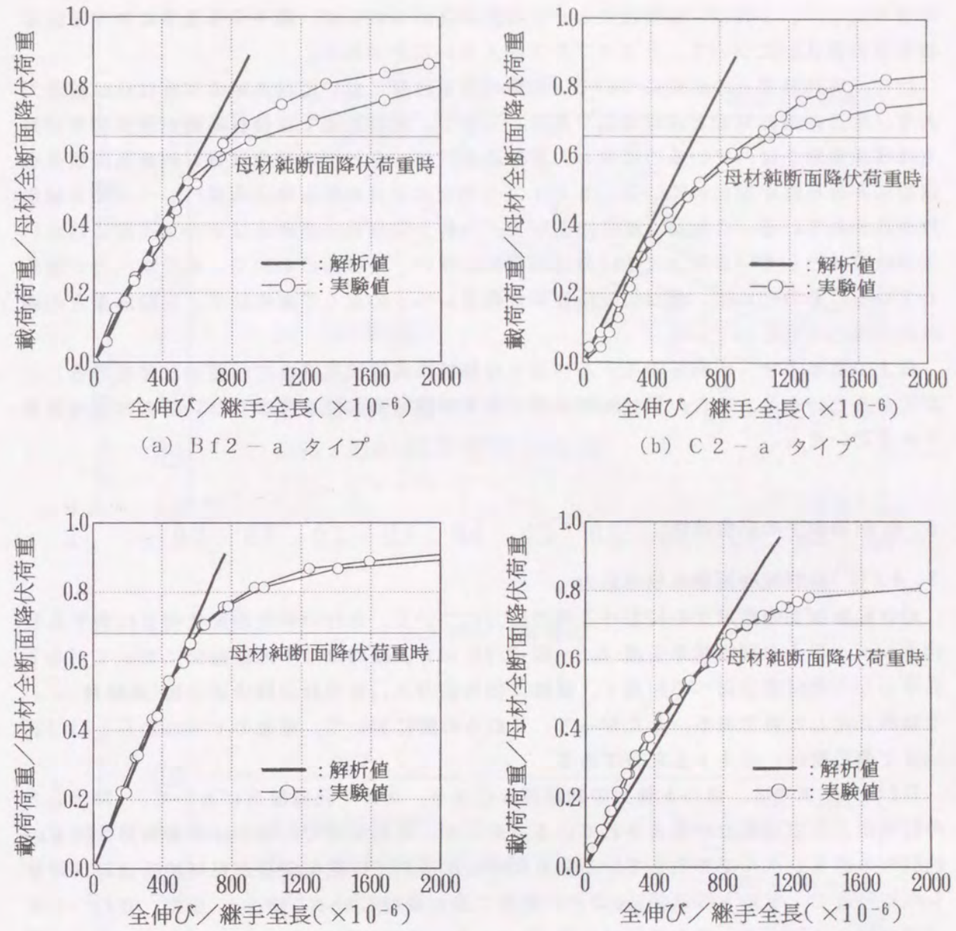


②　軸引張力の載荷

図-3.3　ボルト軸力の導入方法

3．3　引張継手の変形特性

荷重と継手の伸びの関係について，解析結果および実験結果を図-3.4に示す。また，荷重－継手伸びの関係の勾配を表す弾性係数を表-3.2に示す。この弾性係数は見かけの弾性係数であり，母材の純断面積に基づいて算出した。解析の結果は４つのいずれのタイプにおいても，母材純断面降伏荷重以降もほぼ線形性を保っている。そして，見かけの弾性係数は，母材のそれより大きくなっている。これは添接によって剛性が高められたものである。また，Ｂｆ２－ａタイプとＣ２－ａ，Ｂｆ２－ｂタイプとＣ２－ｂタイプはそれぞれ同程度の弾性係数となっている。これは，継手全体の長さおよび添接板長さがそれぞれ等しいが，添接板板厚の違いによる接着領域面積の差の影響のため，弾性係数がわずかに異なっている。



（a）Ｂｆ２－ａ　タイプ　　（b）Ｃ２－ａ　タイプ

（c）Ｂｆ２－ｂ　タイプ　　（d）Ｃ２－ｂ　タイプ

図-3.4　荷重－全伸び

表-3.2　解析モデルの見かけの弾性係数

タ　イ　プ	Ｂｆ２-ａ	Ｂｆ２-ｂ	Ｃ２-ａ	Ｃ２-ｂ
見かけの弾性係数　Ｅ'　（×10⁶kgf/cm²）	2.816	3.423	2.927	3.434
母材の材料試験値　Ｅ　（×10⁶kgf/cm²）	2.090	2.090	2.134	2.037
Ｅ'／Ｅ	1.347	1.638	1.372	1.686

一方，ボルト配置ａタイプとｂタイプの弾性係数を比較すると，ｂタイプよりａタイプの方が大きい。これは，添接板によって剛性が高められるが，継手全体長さに対する添接板長さの割合いについて，ｂタイプの方が大きいためである。

次に，実験結果との比較について，初期の荷重段階においては曲線の勾配はほぼ線形であり，解析結果の勾配とほぼ同じである。しかし，解析結果では母材純断面降伏荷重以降もほぼ線形性を保っているのに対し，実験結果ではａタイプの場合は母材純断面降伏荷重以前に非線形性が現われている。ｂタイプの場合は母材純断面降伏荷重のレベルで非線形性が現われている。これは，解析において，母材と添接板の接触面はボルト孔周辺において接触領域としているが，実際は母材の降伏に伴い，接触面において，部分すべりが発生している。そのために，母材の純断面降伏荷重レベルの近くで解析結果と実験結果との間に差が現われはじめている。

以上の結果より，本解析のモデルにより母材純断面降伏荷重までは妥当な値を得ることができるといえる。また，母材純断面降伏荷重が部分すべりを考慮しない解析の適用限界であるといえる。

3．4 引張継手の応力特性

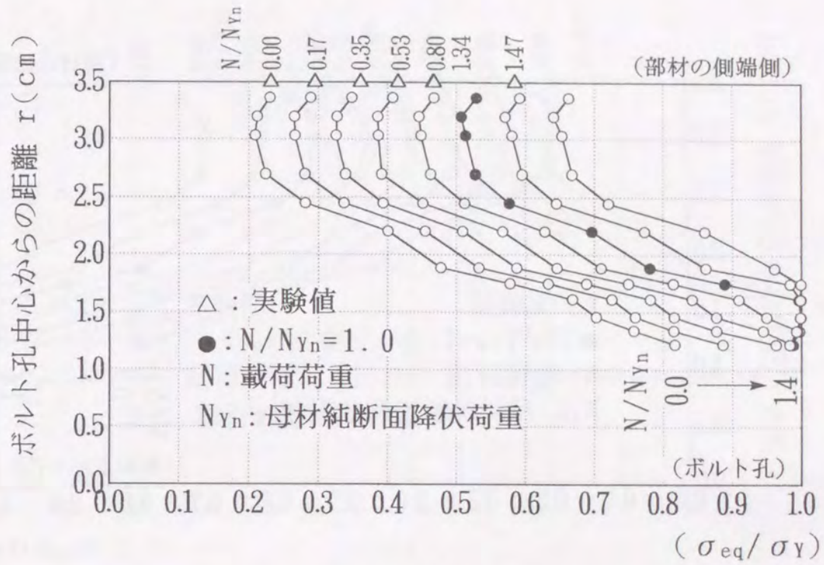
3．4．1　母材純断面部の相当応力

母材純断面部の板厚中心における相当応力について，母材の純断面降伏荷重に対する各荷重レベルごとの解析結果を図-3.5～図-3.8に示す。縦軸は継手純断面部においてボルト孔中心から部材軸方向への距離ｒ，横軸は相当応力σ_{eq}を母材の降伏応力度(試験値)σ_Yで無次元化した値である。したがって，これらの図において，縦軸のｒ=0cmからｒ=1.125cmまでの範囲は，ボルト孔部分である。

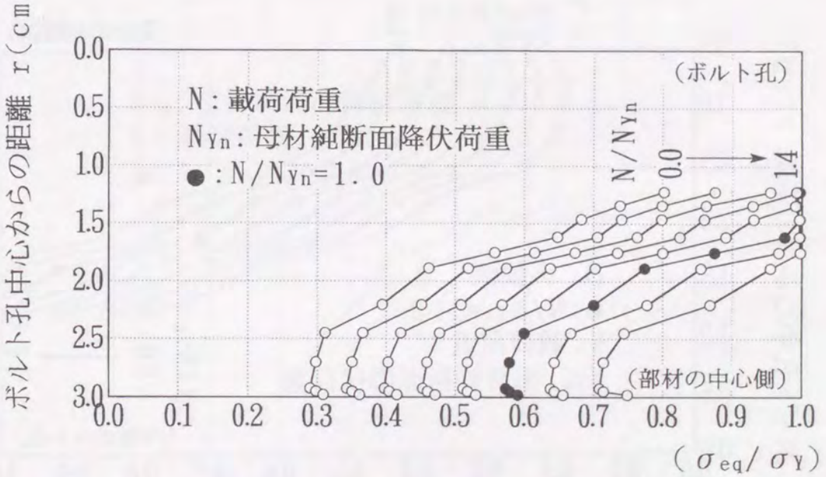
Ｂｆ２タイプでは，ボルト軸力の初期導入により，ボルト孔周縁部において，降伏応力の80%ほどの相当応力が導入されている。そして，応力集中での降伏は純断面降伏荷重の約60%の荷重レベルで発生している。Ｂｆ２-ａタイプでは載荷荷重が母材純断面降伏荷重レベル付近で，ボルト孔周縁5mmほどの範囲に塑性域が広がっている。また，Ｂｆ２-ｂタイプでは，外側ボルトの孔周縁は同様に5mmほどの範囲に塑性域が広がっているが，内側ボルトの孔周縁では1mm程度である。

Ｂｆ２-ａとＢｆ２-ｂとについて，載荷荷重の増加に伴う相当応力の増加の度合いはＢｆ２-ｂの方が大きく見えるが，これは，母材の純断面降伏荷重N_{Yn}に相当する荷重について，母材一般部断面の単位面積あたりの載荷荷重が，Ｂｆ２-ｂの方がＢｆ２-ａより大きいためである。しかし，Ｂｆ２-ａとＢｆ２-ｂの外側ボルトの孔周辺の相当応力の分布形状はほぼ同じである。

また，Ｂｆ２-ｂタイプにおいて，外側ボルトと内側ボルトの孔周辺を比較すると，載荷荷重の増加に伴う相当応力の増加の度合いは内側ボルト側がゆるやかであり，相当応力の値も小さい。つまり，この内側ボルト位置では載荷荷重の多くが添接板に流れていることを示している。そのため，ボルト配置が部材軸直角方向１列のａタイプと部材軸方向１列のｂタイプとのボルト配置の違いによる影響は，部分すべり発生から主すべり発生までの持続性に表われる。すなわち，ａタイプの場合，載荷荷重の増加に伴って２本のボルト孔

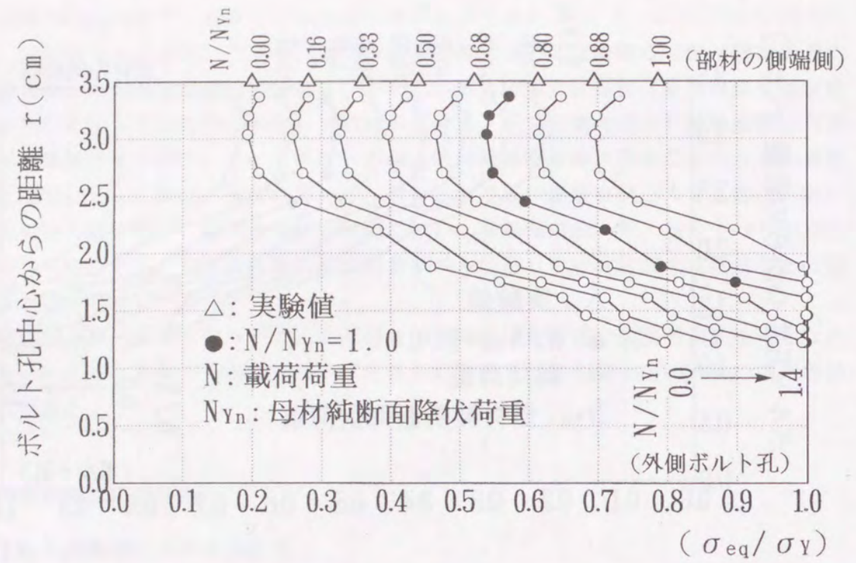


(a) 部材の側端側

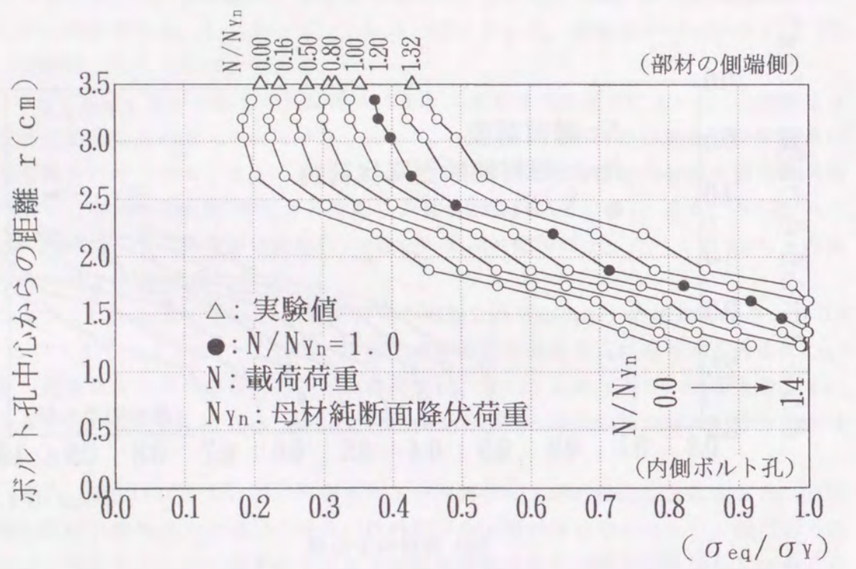


(b) 部材の中心側

図-3.5　各荷重レベルにおける相当応力σ_{eq}の分布（Ｂｆ２－ａタイプ）

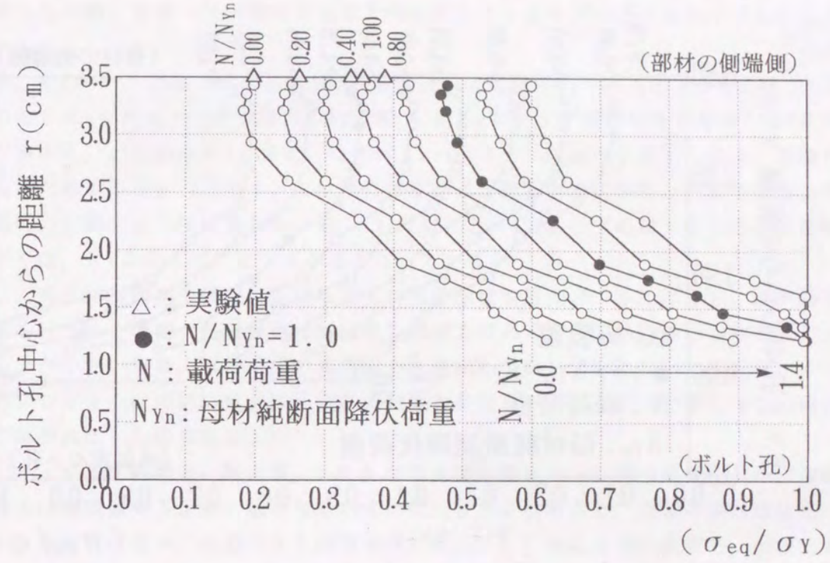


(a) 外側ボルト

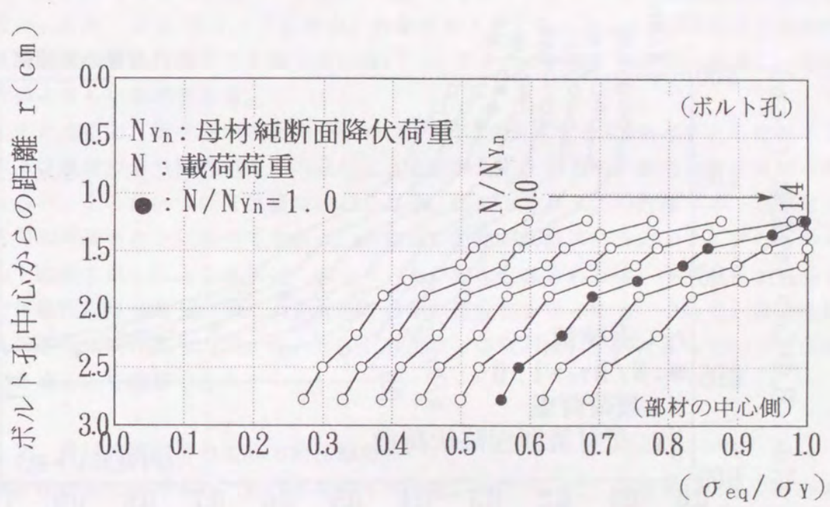


(b) 内側ボルト

図-3.6 各荷重レベルにおける相当応力σ_{eq}の分布（Bf2－bタイプ）

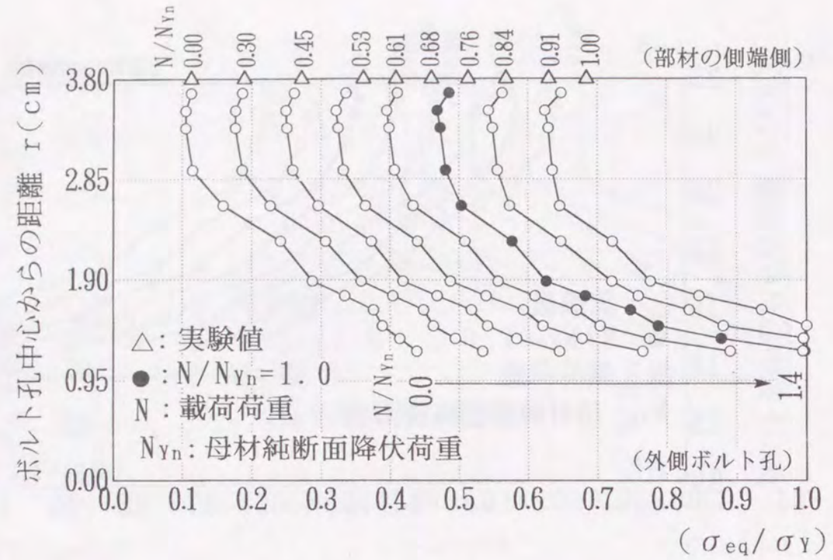


(a) 部材の側端側

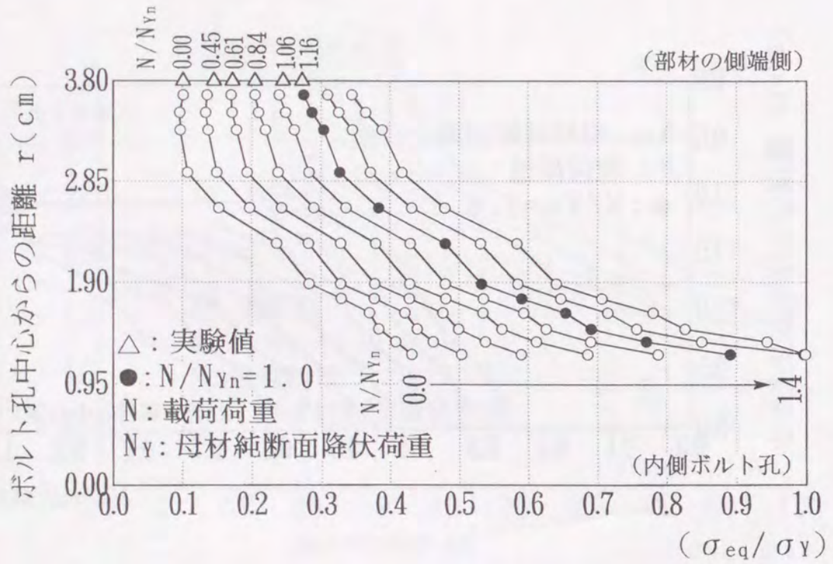


(b) 部材の中心側

図-3.7 各荷重レベルにおける相当応力σ_{eq}の分布（C2－aタイプ）



(a) 外側ボルト



(b) 内側ボルト

図-3.8 各荷重レベルにおける相当応力σ_{eq}の分布（Ｃ２－ｂタイプ）

周縁での塑性化が同様に進む。しかし，ｂタイプの場合，まず外側ボルトの孔周縁での塑性化が進み，その後に内側ボルトの孔周縁で塑性化が進む。したがって，部分すべりが発生しはじめた後，主すべりが発生するまでの持続性はｂタイプの方がａタイプよりも大きいといえる。

一方，C2タイプでは，ボルト軸力の初期導入による継手内の相当応力分布は，応力の最大でもＣ２－ａタイプで降伏応力の約62%，Ｃ２－ｂタイプで約43%であり，Ｂｆ２タイプよりも小さい。これはＢｆ２タイプに比べて，C2タイプは板厚が厚く，また，鋼種の違いによるためである。C2タイプでは載荷荷重が母材純断面降伏荷重レベルで応力集中部の相当応力が降伏応力度に達している。したがって，C2タイプの応力集中部で塑性領域の広がりは，Ｂｆ２タイプに比べて小さくなっている。

次に，母材純断面部の側面における応力の実験結果を図-3.5～3.8 に示し，解析結果との比較を行う。この場合の実験値は軸方向引張応力であるが，この位置における板厚方向圧縮応力が小さいため，解析結果の相当応力と比較して差しつかえないと考える。そして，図中のプロット△は母材純断面降伏荷重に対する荷重レベルの引張応力度を母材の降伏応力度で無次元化した値である。

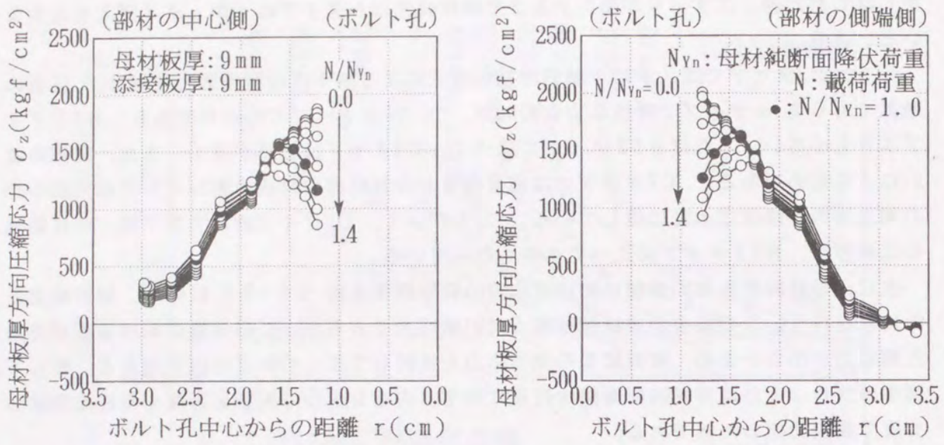
Ｂｆ２－ａタイプの場合，$N/N_{Yn}=0.8$ 付近までの範囲では，同じ荷重レベルにおける引張応力は実験値の方が解析値よりもわずかに大きめではあるが，両者の値はほぼ近い。Ｂｆ２－ｂタイプの場合，外側ボルト側では$N/N_{Yn}=0.7$ 付近までの範囲で，引張応力は実験値の方が解析値よりもわずかに大きめではあるが，両者の値はほぼ近い。しかし，内側ボルト側では，実験値は解析値よりも小さめである。一方，Ｃ２－ａタイプの場合も$N/N_{Yn}=0.6$ 付近までは実験値の方が解析値よりもわずかに大きめであるが，両者の値はほぼ近い。また，Ｃ２－ｂタイプの場合，外側ボルト側で$N/N_{Yn}=0.6$付近までの範囲で同様の傾向である。内側ボルト側では，Ｂｆ２－ｂタイプの内側ボルト側と同様に，実験値は解析値よりも小さめである。

以上まとめると，継手内部の応力分布についてＢｆ２タイプとC2タイプとを比較すると，板厚および鋼種つまり降伏応力度の違いによる差のため，応力集中部での塑性領域の範囲が異なるが，その他については概ね同じである。また，ｂタイプの内側ボルトの孔周辺の相当応力が外側ボルトに比べて小さく，添接板に荷重が流れている。ａタイプとｂタイプのボルト配置の違いによる影響は，部分すべりが発生しはじめた後，主すべりが発生するまでの持続性に現われる。また，母材純断面部の側面における応力について，実験結果と解析結果との比較により，N/N_{Yn}が0.6 程度までの範囲は，解析によって応力の推定が可能であることを確認できた。

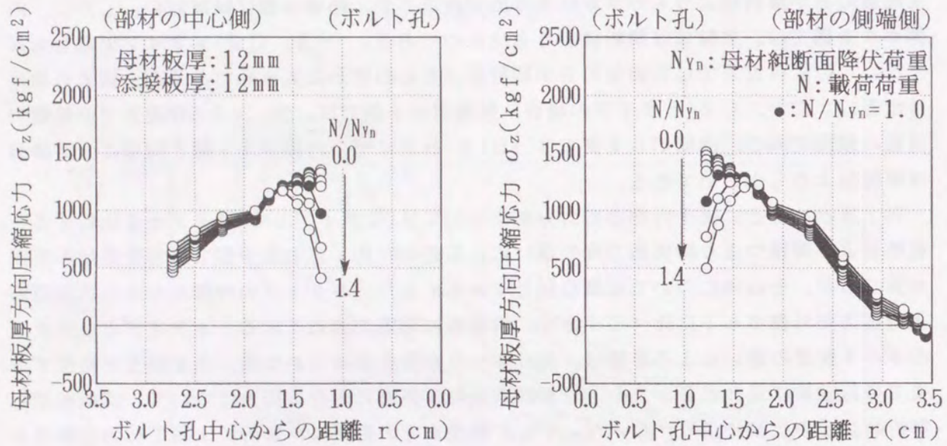
３．４．２　母材純断面部の板厚方向圧縮応力

母材純断面部の板厚中心における板厚方向圧縮応力について，各荷重レベルごとの分布の解析結果を図-3.9および図-3.10に示す。

ボルト軸力の初期導入時すなわち$N/N_{Yn}=0$ の時，ボルト孔壁位置の圧縮応力についてＢｆ２タイプとC2タイプとを比較すると，C2タイプはＢｆ２タイプの約3/4 程度となっている。これはC2タイプの板厚がＢｆ２タイプの4/3 倍であることによるものである。また，初期導入時の圧縮応力の分布はボルト孔壁位置において最大で，母材の側面において

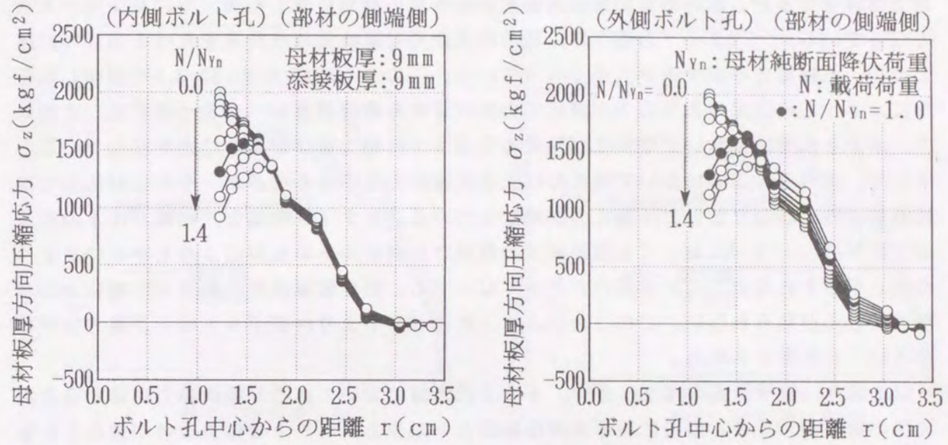


（a）Bf2－aタイプ

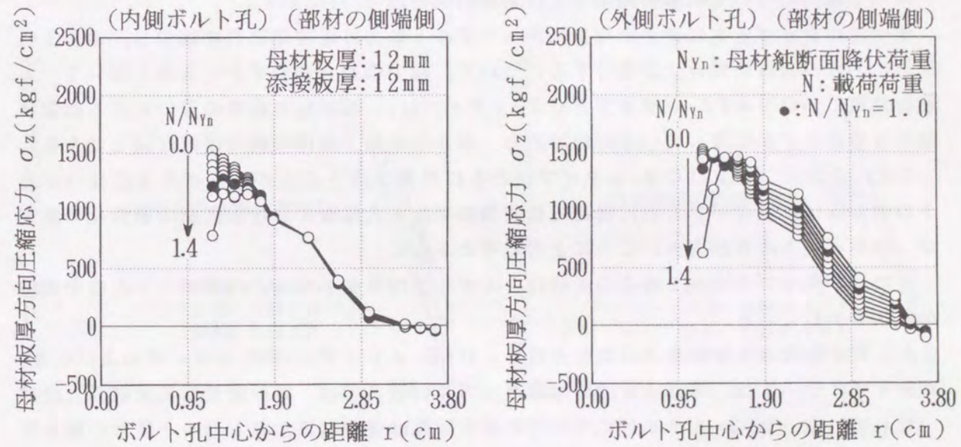


（b）C2－aタイプ

図-3.9　母材ボルト孔周辺の板厚方向圧縮応力σzの分布（aタイプ）



（a）Bf2－bタイプ



（b）C2－bタイプ

図-3.10　母材ボルト孔周辺の板厚方向圧縮応力σzの分布（bタイプ）

0である。そして，その中間においては，ほとんど直線的に変化している。

ボルト孔周辺の圧縮応力において，Bf2タイプの場合は載荷荷重の増加に伴って圧縮応力は減少するが，載荷荷重が母材純断面降伏荷重の60%に達した後，その減少率が大きくなっている。C2タイプの場合は，載荷荷重が母材純断面降伏荷重またはその80%に達した後，圧縮応力の減少率が大きくなっている。このことは図-3.5～図-3.8で説明したように，ボルト孔周縁の相当応力が降伏応力度に達する載荷荷重レベルと一致する。すなわち，ボルト孔周縁において塑性化が始まるとボルトの軸力抜けが進むことを示している。そして，ボルト孔周縁において塑性化により圧縮応力は小さくなるが，それに対応して塑性領域以外の部分において圧縮応力が増加している。bタイプの場合，内側ボルトの孔周辺では$N/N_{Yn}=1.4$においても塑性領域の範囲が外側ボルトの孔周辺よりも小さい。そのため，ボルト孔周辺での圧縮応力が小さくなっても，塑性領域以外の部分で圧縮応力の増加はほとんど見られない。このことにより，外側ボルトより内側ボルトの方が軸力抜けが小さいことが考えられる。

以上より，載荷荷重の増加に伴い，ボルト孔周縁において応力が降伏応力に達すると塑性化が始まる。それと同時に板厚方向圧縮応力が減少し，ボルトの軸力抜けが進むことを確認できた。

3．4．3　ボルト軸力

ボルト軸力についての解析結果および実験結果を図-3.11に示す。

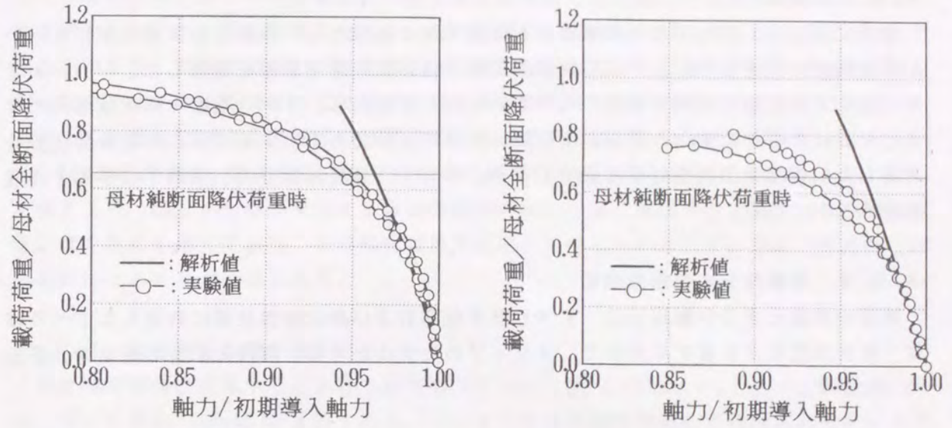
すべてのタイプともに荷重の増加に伴ってボルト軸力は最初線形的に減少し，ボルト孔周辺における母材の塑性化が進行するにつれて，減少の割合がわずかに大きくなっている。解析結果についてBf2-aタイプとC2-aタイプは，添接板の板厚の違いによる接着領域の面積がわずかに異っているだけであり，ボルトの軸力抜けの傾向はほぼ同じである。

Bf2-bタイプおよびC2-bタイプはともに外側ボルトの方が内側ボルトに比べボルトの軸力抜けが大きい。これは母材純断面部のボルト孔周縁における断面の塑性化の範囲が，外側ボルトの方が大きいことによると考えられる。

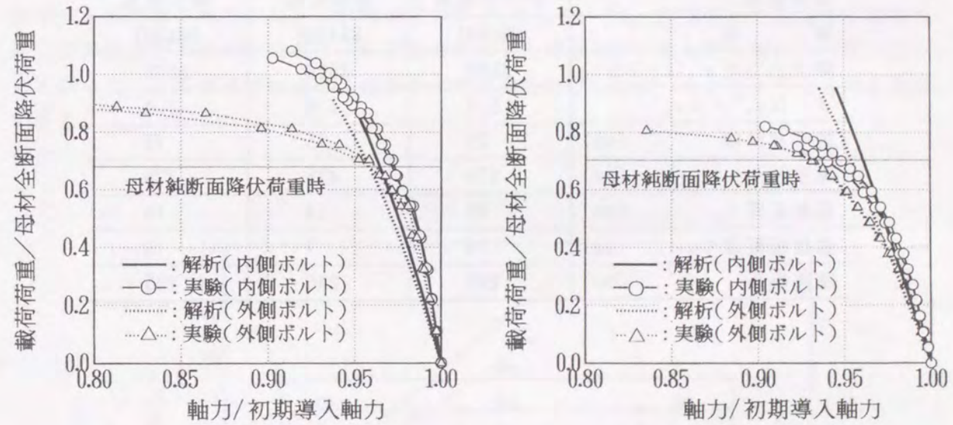
また，aタイプのボルト軸力の変化は，bタイプの外側ボルトと内側ボルトとの中間的な変化を示している。

次に解析結果と実験結果との比較を行う。Bf2-aタイプ，C2-aタイプおよびC2-bタイプについては，母材純断面降伏荷重レベル付近までは，解析結果は実験結果とほぼ一致している。Bf2-bタイプについての解析結果は実験結果よりもボルト軸力の減少率が大きめに評価されているが，軸力減少の傾向は母材純断面降伏荷重レベル付近までは実験結果と同じといえる。

以上より，本解析では母材純断面降伏荷重レベル付近までの範囲において，ボルト軸力の推定が可能であることが確認できた。



(a) Bf2－aタイプ　　(b) C2－aタイプ



(c) Bf2－bタイプ　　(d) C2－bタイプ

図-3.11　荷重－ボルト軸力

3．5　引張継手の限界区分

3．5．1　概説

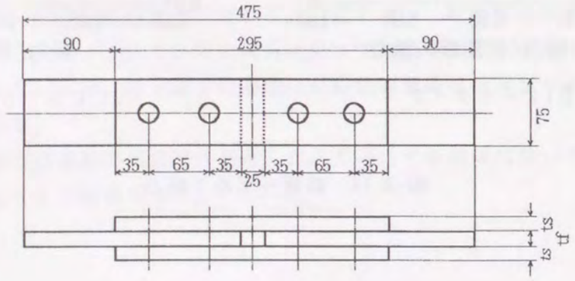
前節において，高力ボルト摩擦接合引張継手部を対象として弾塑性有限要素解析を行い，引張実験データをもとにしてこの解析法の妥当性および適用範囲を確認した。一方，第２章において引張継手の限界状態の区分を示した。すなわち，すべり強度・降伏強度比パラメータβに着目したすべり限界および降伏限界の区分である。本節ではこの各限界区分を考慮した引張継手形状を対象に解析を行う。そして，各限界区分の引張継手の挙動の評価を行うものである。

3．5．2　解析モデルの断面諸元

解析の対象とする引張継手は，すべり限界状態および降伏限界状態に対応したすべり強度・降伏強度比βを有する形状で，３タイプのモデルとする。解析モデルの断面諸元を表-3.3に示す。

表-3.3　解析モデルの断面諸元

継手タイプ	ＡＡ２	ＣＣ２	ＢＢf２
限界状態	すべり限界	降伏限界	降伏限界
鋼　　種	SM490Y	SM490Y	SM490Y
降伏応力度σ_y(kgf/cm^2)	3600	3600	3600
$\beta = N_{SL}^* / N_{Yn}^*$	0.7	1.0	1.4
継手部材幅　(mm)	75	75	75
継手長　(mm)	475	475	475
母材板厚 t_f　(mm)	20	14	10
添接板板厚 t_s　(mm)	10	7	10
添接板長　(mm)	295	295	295



3．5．3　継手の伸び

載荷荷重と継手の伸びの関係について，解析結果を図-3.12に示す。3.3節でも述べたように，載荷荷重と継手の伸びの関係はほぼ線形性を保っている。そしてその勾配はＡＡ２タイプとＣＣ２タイプとは同じである。これは母材と添接板との板厚比がほぼ同じためである。つまり，本解析においては摩擦面を接着領域としており，部分すべりが発生する以前においては，継手の剛性はこの母材と添接板との板厚比によって決まるためである。したがって，母材に対する添接板の板厚比がＡＡタイプおよびＣＣ２タイプに比べて大きいＢＢf２タイプでは，載荷荷重と継手の伸びの関係の勾配も他に比べて大きい。

以上より，部分すべりが発生する以前の段階においては，載荷荷重と継手の伸びの関係はほぼ線形性を保っており，その勾配は限界状態の区分にかかわらず，母材と添接板との板厚比によることが確認された。

3．5．4　母材純断面部の相当応力

母材純断面部の板厚中心における相当応力について図-3.13に示す。３つの解析モデルは，すべり荷重(公称値)が共通であり，パラメータβの値に対応して母材純断面降伏荷重(公称値)すなわち母材の板厚を設定している。したがって，図-3.13において，ＡＡ２タイプではN/N_{Yn}^*=0.7の線，ＣＣ２タイプではN/N_{Yn}^*=1.0の線，ＢＢf２タイプではN/N_{Yn}^*=1.4の線がすべり荷重載荷状態の分布を示している。

ＡＡ２タイプの場合，載荷荷重がすべり荷重に達した状態において，母材純断面部の外側ボルト孔周縁で相当応力σ_{eq}が降伏応力σ_yに達している。内側ボルト孔周縁では相当応力は降伏応力の約90%であり，いずれのボルト孔周縁においても塑性域は生じていない。したがって，このタイプの場合，部分すべりは発生せずに主すべりが発生するものと推定できる。

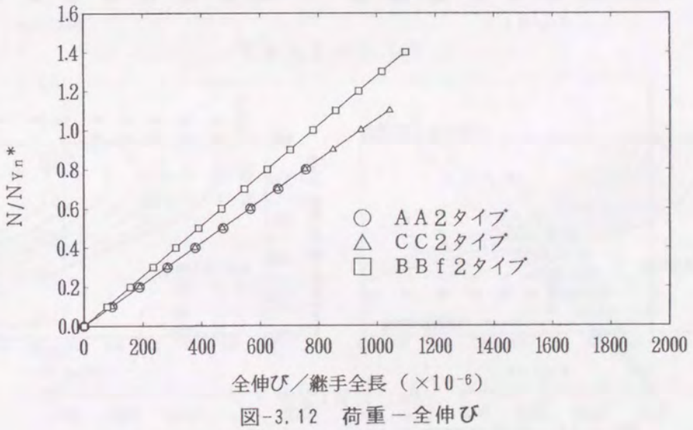
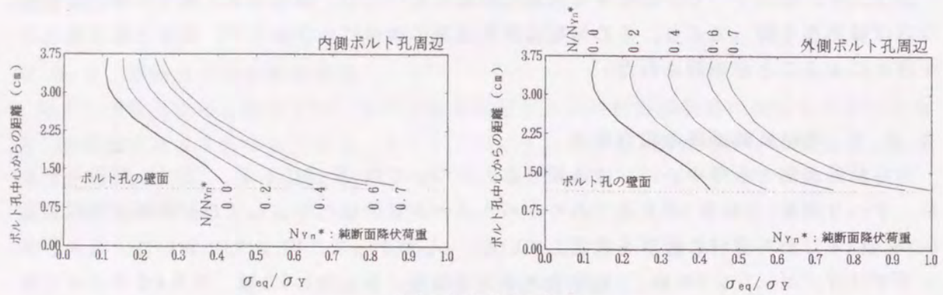


図-3.12　荷重－全伸び

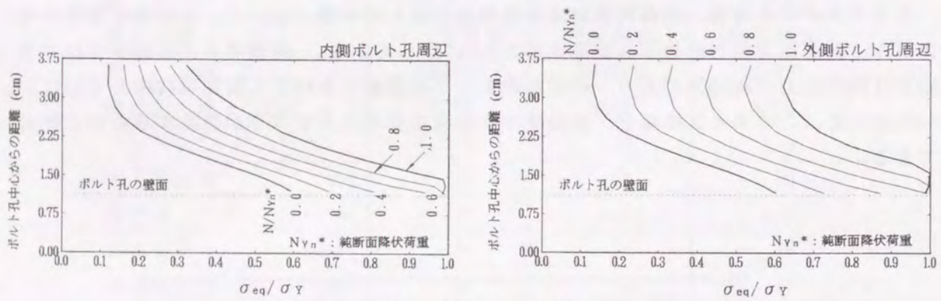
ＣＣ２タイプの場合，載荷荷重が母材純断面降伏荷重の60%，すなわち，すべり荷重の60%に達した状態において， 母材純断面部の外側ボルト孔周縁で相当応力が降伏応力σ_Yに達している。内側ボルト孔周縁では母材純断面降伏荷重の80%の荷重載荷状態において相当応力が降伏応力σ_Yに達している。 そして，それ以降，載荷荷重が母材純断面降伏荷重に達するまでにボルト孔周縁約3㎜程の範囲に塑性域が広がっている。

ＢＢf２タイプの場合， 載荷荷重が母材純断面降伏荷重レベルにおいて，母材純断面部のボルト孔周縁での相当応力は外側ボルトおよび内側ボルトともに降伏応力に達している。

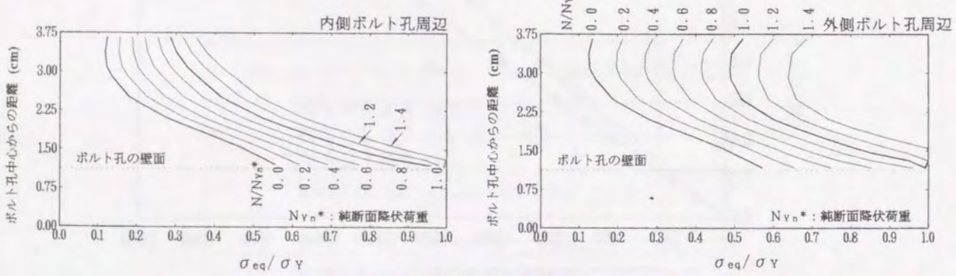
母材側面における引張応力について，外側ボルトの純断面部ではＡＡ２タイプの場合は



(a) ＡＡ２タイプ



(b) ＣＣ２タイプ



(c) ＢＢf２タイプ

図-3.13　母材純断面部の板厚中心における相当応力σ_{eq}

すべり荷重レベルで0.35σ_Y，ＣＣ２タイプの場合は母材純断面降伏荷重レベルで0.5σ_Y，ＢＢf２タイプの場合は0.4σ_Yである。 一方，内側ボルトの純断面部ではＡＡ２タイプの場合は0.14σ_Y，ＣＣ２タイプおよびＢＢf2タイプの場合は0.2σ_Yであり， 外側ボルト側に比べて小さい。

3．5．5　ボルト軸力

図-3.14に載荷荷重とボルト軸力の関係を示す。 ３つのいずれのタイプについても，荷重載荷に伴うボルトの軸力抜けは，内側ボルトに比べ外側ボルトの方が大きい。また，ＡＡ２タイプよりはＣＣ２タイプ，ＢＢf２タイプの方が， すなわち，パラメータβが大きくなる程，ボルトの軸力抜けが顕著な結果となっている。外側ボルト軸力について，ＡＡ２タイプではすべり荷重レベルで初期軸力の97.5%，ＣＣ２タイプでは母材純断面降伏荷重レベルで初期軸力の95%，ＢＢf２タイプでは同様に94%となっている。

3．5．6　まとめ

引張継手の限界状態の各区分に対応する継手形状を対象に弾塑性有限要素解析を行い，限界状態の各区分の特性についての評価を行った。 その結果，$\beta=0.7$のスリップタイプの継手の場合，載荷荷重がすべり荷重に達した状態においては，ボルト孔周縁に塑性域は生じていない。したがって，部分すべりは発生せずに主すべりが発生するものと推定できる。$\beta=1.0$のスリップ−降伏複合タイプの継手の場合， 載荷荷重が母材純断面降伏荷重の60%以上の範囲において， ボルト孔周縁に塑性域が広がっている。$\beta=1.4$の母材降伏タイプの継手の場合は，載荷荷重が母材純断面降伏荷重レベルにおいてボルト孔周縁での相当応力は降伏応力に達していることなどが明らかになった。

また，荷重載荷に伴うボルト軸力の変動について$\beta=1.0$の継手の場合， すべり荷重レベルで2.5%の軸力抜けが生じる。 また，$\beta=1.0$または1.4の継手の場合，母材純断面降伏荷重レベルで5%前後の軸力抜けが生じていることが明らかになった。

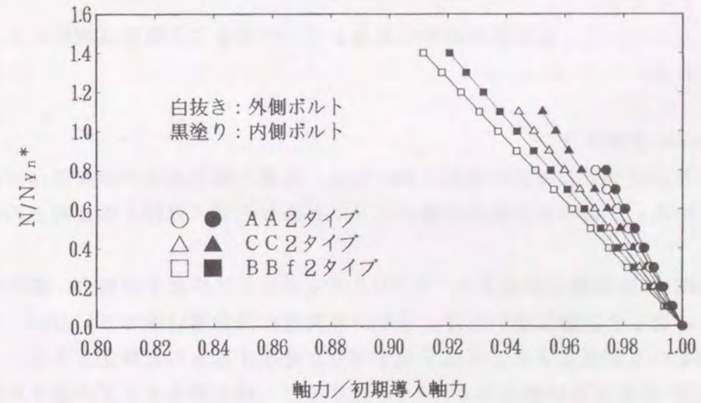


図-3.14　荷重−ボルト軸力

3．6　結論

本章では，高力ボルト摩擦接合引張継手を対象にして，すべりが発生する以前の継手内部の応力特性および変形特性についての評価を行うことを目的として，アイソパラメトリック立体要素を用いた弾塑性有限要素解析を行った。そして，第２章の継手の引張実験の結果によって，この解析結果の検証を行った。さらに，引張継手の限界状態の区分に着目し，各限界区分に対応した引張継手の挙動についての評価を行った。以下にその結論を述べる。

（１）継手の引張実験の結果による検証

①本解析法では母材と添接板との接触面においてボルト孔周辺の圧縮応力を生じる領域を接着領域としている。そのため，引張継手の伸びについて，部分すべりが発生する継手に対しては，母材純断面降伏荷重レベルの近くで解析結果と実験結果との間に差が現れる。したがって本解析法により，母材純断面降伏荷重までは継手の伸びについて妥当な値を得ることができる。また，母材純断面降伏荷重が部分すべりを考慮しない解析の適用限界といえる。

②母材純断面部の相当応力について，ボルト軸力の初期導入により，ボルト孔周縁で母材の降伏応力の40～80％の相当応力が導入される。そして，載荷荷重の増加に伴って，ボルト孔周縁で塑性領域が広がっている。ｂタイプの内側ボルトの孔周縁の相当応力は外側ボルトに比べて小さい。したがって，ｂタイプはａタイプに比べて部分すべり発生から主すべり発生までの持続性が大きい。

③母材純断面部の側面における応力は，$N/N_{Yn}=0.6$程度までの範囲は解析によって推定が可能である。

④載荷荷重の増加に伴い，ボルト孔周縁において応力が降伏応力に達すると，塑性化が始まる。それに伴って，板厚方向圧縮応力が減少し，ボルトの軸力抜けが進む。

⑤ｂタイプの継手について，外側ボルトの方が内側ボルトに比べ，軸力抜けが大きい。これは母材純断面部のボルト孔周縁における断面の塑性化の範囲が外側ボルトの方が大きいことによる。

⑥ボルト軸力について，母材純断面降伏荷重レベル付近までの範囲は解析によって推定が可能である。

（２）引張継手の限界区分

①部分すべりが発生する以前の段階においては，荷重と継手の伸びの関係はほぼ線形性を保っている。その勾配は限界状態の区分にかかわらず，母材と添接板との板厚比による。

②すべり強度･純断面降伏強度比$\beta=0.7$のスリップタイプの継手の場合，載荷荷重がすべり荷重に達した状態においては，ボルト孔周縁に塑性域は生じていない。したがって，部分すべりが発生することなく主すべりが発生するものと推定できる。

③すべり強度･純断面降伏強度比$\beta=1.0$のスリップ－降伏複合タイプの継手の場合，載荷荷重が母材純断面降伏荷重の60％レベルにおいて，ボルト孔周縁での相当応力が降伏応力に達している。この場合，母材の側面の引張応力が$0.3\sigma_y$であり，またボルトの軸力抜けが$\beta=1.4$のタイプより小さいので，$\beta=1.4$のタイプに比べて部分すべりが生じにくいものと考えられる。

④すべり強度･純断面降伏強度比$\beta=1.4$の母材降伏タイプの継手の場合，載荷荷重が母材純断面降伏荷重レベルにおいて，ボルト孔周縁での相当応力は降伏応力に達する。しかし，ボルトの軸力抜けが他のタイプに比べて大きいため，部分すべりが生じやすいものと考えられる。

参考文献

1) Zienkiewicz O.C.,Valliappan S.,King I.P.:Elasto-plastic solutions of engineering problems 'initial stress',finite element approach,Int. Jour.for Num. Meth. in Engineering,Vol.1,pp75-100,1969.
2) Rahman M.U.,Wilkinson T.L.:An iterative procedure for finite-element stress analysis of frictional contact problems,Computers and Structures Vol.18,No.6, pp947-954,1984.
3) Fisher J.W.,Rumpf J.L.:Analysis of bolted butt joints,Proc. of the ASCE ST div.,ST5 pp181-203,1965.
4) Fisher J.W.:Behavior of fasteners and plates with holes,Proc. of the ASCE ST div.,ST6 pp265-286,1965.
5) 藤本・橋本：高力ボルト引張接合に関する研究；第Ｉ部・板のバネ常数設定の為の軸対称三次元弾性理論解析，その１，日本建築学会論文報告集，No.164，1969.10，その２，日本建築学会論文報告集，No.165，1969.11.
6) 山田・江澤：接合要素とその有限要素解析における応用，生産研究31巻･６号,1979.6.
7) 田島：高力ボルト摩擦接合概説，技報堂，1966.
8) 長嶋：摩擦接合継手のすべり問題および設計への適用，東京都立大学学位論文，1991.

第４章　曲げ継手の限界状態に関する実験

４．１ 概説

鋼Ｉ桁の高力ボルト摩擦接合継手に関して，現行の設計法[1)]では，曲げによる作用力に対してフランジ継手と腹板継手とで個別に設計している。そして，腹板継手については，各ボルト行に作用する軸方向力を各行ごとのボルトで負担させることとしている。しかし，鋼Ｉ桁の継手の曲げに対するすべり挙動は，フランジと腹板とが独立したものではない。鋼Ｉ桁の高力ボルト摩擦接合継手に関する既往の研究において，フランジ継手と腹板継手の相互作用に着目した実験的研究[2)-5)]はあるが，すべり限界状態について詳細に検討したものは少ない。また，ボルト孔を有する引張フランジの有効断面積について検討したものも少ない。

第２章の継手の引張実験の結果からも明らかになったように，すべり現象と母材または添接板の降伏現象が独立したものではなく，降伏現象がすべりに対して影響を及ぼしている。また，継手部はすべり以降も余剰耐力を有しており，すべり現象が構造物に対して必ずしも致命的な損傷であるとはいい難い。したがって，鋼Ｉ桁の継手に対しても，合理的な設計法を確立するためには，すべり発生までの挙動はもちろん，すべり以降の挙動にも着目した研究が必要である。このような観点から，鋼Ｉ桁の高力ボルト継手部を対象とした曲げ耐荷力実験を行い，高力ボルト摩擦接合継手の限界状態についての検討を行った。本章では，この曲げ耐荷力実験より得られた鋼Ｉ形断面におけるすべり強度特性，ボルト孔を有する引張フランジの有効断面積，継手部の終局強度，および継手部を含む鋼Ｉ桁の変形量について述べる。

４．２ 供試体

４．２．１　供試体の分類

実験供試体は支間中央に継手を含む鋼Ｉ桁である。供試体の設計については，道路橋示方書[6)]の規定に準拠し，桁断面の強度が少なくとも降伏強度を確保するものとして，各板要素の幅厚比を決定した。そして，荷重が断面の局部座屈強度に達する前に，ボルト継手部においてすべりまたは引張フランジの降伏が生じるようにボルトの本数および配置を決定した。すべりとフランジの降伏について，以下の２タイプとした。

ＭＢＳタイプ：継手部において引張フランジの降伏が発生する前に，すべりが生じる。
ＭＦＹタイプ：継手部においてすべりと引張フランジの降伏がほぼ同時に発生する。

ＭＢＳタイプは鋼Ｉ桁の継手におけるすべり強度を調べることに着目したモデルである。ＭＦＹタイプは実際の継手の設計においてすべり強度とフランジの降伏強度が等しくなる場合を想定して，両者の強度がほぼ等しくなるように設計したモデルである。それぞれのタイプについてフランジ部のボルト配置を２種類とし，計４体の供試体とした。

４．２．２　供試体の製作条件

供試体の製作条件は道路橋示方書の規定に準拠し，以下のとおりである。

①高力ボルトは等級F10T，サイズM20，鋼板は鋼種SS400を使用する。
②すべり面はショットブラストにより黒皮を除去した後，赤錆を発生させ，組み立て時にワイヤーブラシなどを用いて浮き錆を除去する。

なお，桁の組み立てに際しては，実際の現場施工の状態を考慮し，継手の突き合わせ位置において５㎜程度の隙間を設け，面タッチ状態とならないように留意した。

４．２．３　供試体の形状

供試体の一般形状および継手部のボルト配置をそれぞれ図-4.1，図-4.2に示す。そして，供試体継手部の断面諸元を表-4.1に示す。

４．３ 実験方法

４．３．１　荷重載荷および計測方法

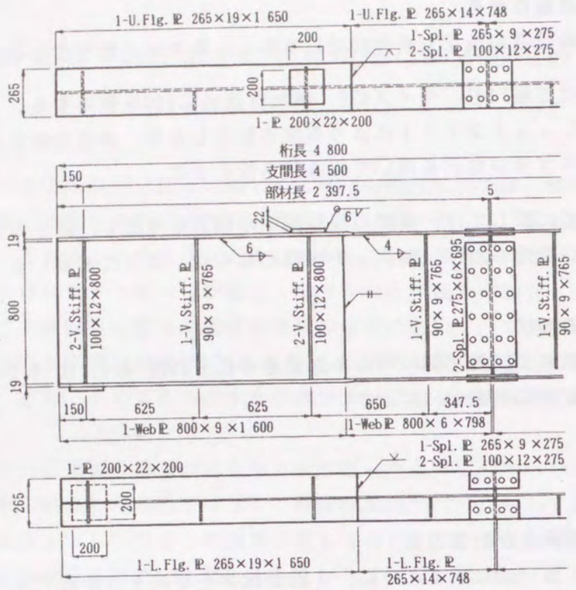
荷重載荷方法は，図-4.3に示すように，Ｉ桁供試体を単純支持装置で支え，油圧ジャッキによって２点集中荷重を載荷することにより，継手パネルを含む中央部分の区間を等曲げ状態とした。Ｉ桁供試体の支間長は，腹板高 800㎜の桁が4.5m，900㎜の桁が5.5mである。また，着目パネルの垂直補剛材位置付近の２箇所で横倒れ防止枠により面外方向変位を拘束し，継手パネルにおいて終局状態に至るようにした。荷重載荷は，継手部のすべり発生，または鋼板の降伏の後も桁全体の耐力が低下するまで徐々に行った。測定項目は以下のとおりである。

①桁の鉛直変位
②高力ボルトの軸力(試験開始から終了まで継続して測定)
③フランジ，腹板および添接板のひずみ
④フランジ継手の全伸び（すべりおよび鋼板の伸びを含む）
⑤すべり荷重および最大荷重

フランジ，腹板および添接板のひずみは表面に貼付したひずみゲージにより，また，桁の鉛直変位およびフランジ継手の伸びは変位計により測定した。載荷荷重はジャッキと供試体の間にロードセルを挿入して計測した。

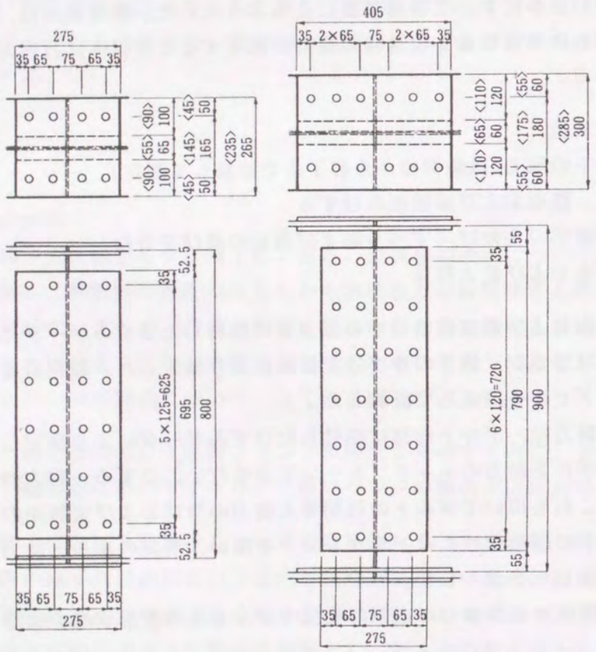
高力ボルトの軸力は，ボルト軸部に貼付したひずみゲージにより測定した。あらかじめ引張試験装置でボルト軸力のキャリブレーションを行い，ひずみ－軸力の較正曲線を作成した。そして，これを用いてボルトの初期導入軸力の管理および実験中の軸力測定を行った。なお，ボルトの締め付けにはトルクレンチを用い，所定のボルト軸力18.2tf（設計軸力16.5tfの１割増し）を導入した。

実験終了後，供試体を解体し摩擦面の状況やボルト孔の変形状況を観察した。



注) 鋼板の材質はすべてSS400である。

図-4.1　供試体の一般形状（ＭＢＳ１）



(a) ＭＢＳ１〈ＭＦＹ１〉　　(b) ＭＢＳ２〈ＭＦＹ２〉

図-4.2　高力ボルトの配置

表-４．１　供試体テストパネルの断面諸元

	ＭＢＳタイプ		ＭＦＹタイプ	
	ＭＢＳ１	ＭＢＳ２	ＭＦＹ１	ＭＦＹ２
フランジボルト本数　（本/片側）	4	6	4	6
腹板　高さ　（mm）	800	900	800	900
板厚　（mm）	6	6	6	6
フランジ　幅　（mm）	265	300	235	285
板厚　（mm）	14	16	12	14
A_w / A_f	1.29	1.13	1.70	1.35
断面係数	3587	5104	2878	4377
腹板幅厚比	133.3	150.0	133.3	150.0
フランジ自由突出幅厚比	9.3	9.2	9.5	10.0
腹板高／フランジ幅	3.02	3.00	3.40	3.16
フランジ有効断面積　（cm²）	30.66	40.64	22.68	33.46
フランジの許容引張強度①（kgf）	42198	55919	31290	46137
ボルトの許容伝達力　②（kgf）	31200	46800	31200	46800
①／②	1.35	1.19	1.00	0.99
曲げモーメント M_{SL}^*　（tf•m）	52.2	86.1	54.9	88.6
M_{Yg}^*　（tf•m）	86.1	122.5	69.1	105.1
M_{Yn}^*　（tf•m）	71.1	103.7	55.5	88.1

M_{SL}^*：すべりモーメント（公称値）
M_{Yg}^*：フランジ総断面降伏モーメント（公称値）
M_{Yn}^*：フランジ純断面降伏モーメント（公称値）

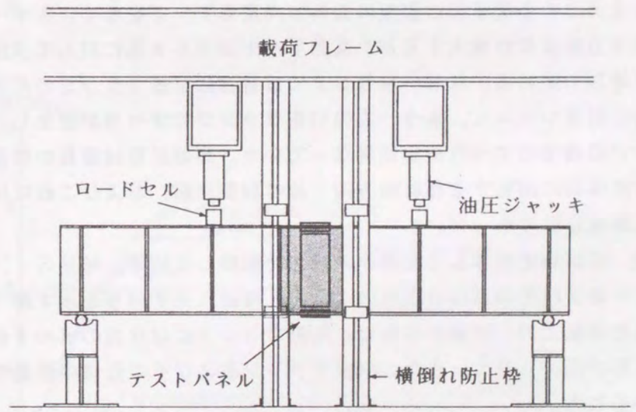


図-4.3　荷重載荷方法

4．3．2　材料試験

Ｉ桁供試体に使用したすべての板厚の鋼材についておのおの３本ずつの材料試験を行い，降伏強度，引張強度，弾性係数の計測を行った。表-4.2に試験結果を示す。

表-4.2　鋼板の機械的性質

板厚 (mm)	鋼種	降伏応力度 σ_y (kgf/cm²)	引張強度 σ_B (kgf/cm²)	弾性係数 E(×10⁶) (kgf/cm²)	伸び率 (%)
6	SS400	3275	4714	2.008	35.6
9	SS400	2876	4334	2.158	30.6
12	SS400	2860	4418	2.162	29.0
14	SS400	2649	4333	2.060	29.2
16	SS400	2758	4480	2.072	32.3

4．4　実験結果

各供試体の実験の結果，図-4.4に荷重と桁中央鉛直変位の関係を，図-4.5に荷重と引張フランジのボルト軸力の関係を示す。

4．4．1　ＭＢＳタイプ

荷重の増加に伴う引張フランジの板厚減少の影響により，引張フランジにおいて高力ボルトの軸力抜けが生じる。引張フランジのボルト孔周辺において局部的に降伏が生じるとこの傾向が顕著となる。そして，すべり抵抗が限界に達すると，大きな音とともに引張フランジの片方およびその近傍の腹板において主すべりを生じた。

図-4.6にＭＢＳ２の各荷重毎の腹板の面外方向変形モードを示す。主すべりの発生と同時に腹板の面外方向変位が増大するが，高力ボルトがボルト孔に対して支圧状態に達すると荷重は再び増加し始める。なお，ＭＢＳ２では最初に引張フランジの片方ですべりが生じ，それと同じ荷重レベルで，もう一方の引張フランジですべりが発生した。ＭＢＳ１では引張フランジの両方のすべり荷重は異なっていた。終局状態は腹板の添接板が継手線を軸にしてほぼ剛体的に回転する部材軸方向１波の局部座屈，およびこれに圧縮フランジが引きずられた連成座屈であった。

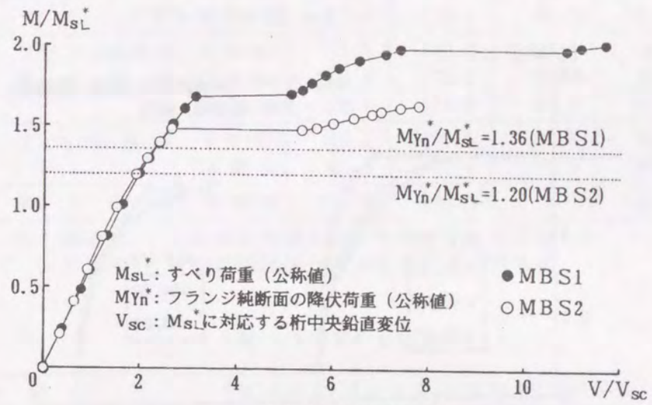
実験終了後，供試体を解体して摩擦面の状況を観察した結果，ＭＢＳ１，ＭＢＳ２ともに引張フランジおよびその近傍の腹板のボルト孔周辺に主すべりを示す跡（すべり面が擦れ合ってできた金属光沢）が認められた。圧縮フランジには片方のボルト孔周辺にのみ主すべりを示す跡が認められた。また，引張フランジおよびその近傍の腹板のボルト孔に塑性変形が認められた。

4．4．2　ＭＦＹタイプ

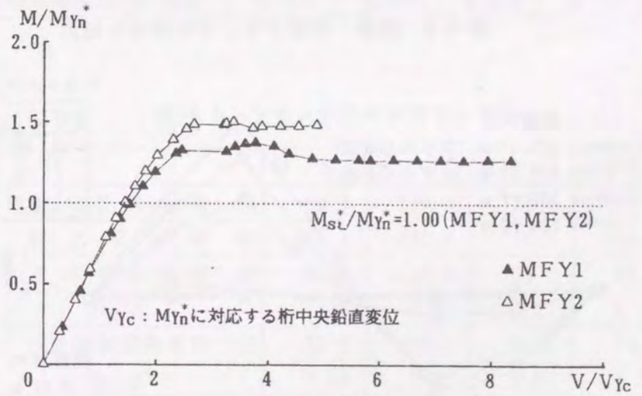
ＭＦＹタイプは継手部の引張フランジにおいてすべり強度とフランジ純断面の降伏強度がほぼ等しくなるように設計したモデルである。ＭＦＹ１およびＭＦＹ２のいずれにおいても，引張フランジの降伏がすべりに先行して現れた。そのため，実験開始時からすべり発生に至るまでのボルト軸力の減少率はＭＢＳタイプよりも大きかった。ＭＦＹタイプでは引張フランジの片方およびその近傍の腹板においてすべりが発生し，すべりによる桁の鉛直変位量はＭＢＳタイプに比べて小さかった。また，ボルトがボルト孔に対して支圧状態になってから最大荷重に至るまでの荷重の増加はわずかであった。

ＭＦＹ２は継手部において，ＭＢＳタイプと同様の崩壊モードで局部座屈を生じた。また，ＭＦＹ１では継手パネルが終局状態に至る前に，隣接パネルにおいて局部座屈が生じた。

実験終了後，供試体を解体して摩擦面の状況を観察した結果，ＭＦＹ１およびＭＦＹ２のいずれにおいても，引張フランジおよびその近傍の腹板のボルト孔周辺では桁の片方のみに主すべりを示す跡が認められた。一方，圧縮フランジには主すべりを示す跡は認められなかった。また，引張フランジおよび腹板のボルト孔には塑性変形は認められなかった。



(a) ＭＢＳタイプ



(b) ＭＦＹタイプ

図-4.4　荷重－桁中央鉛直変位

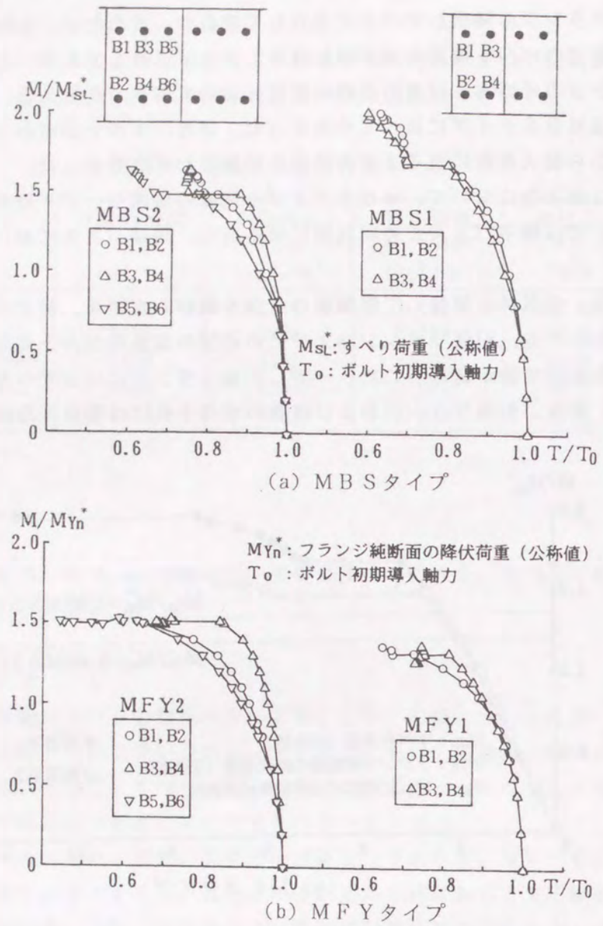


図-4.5　荷重－引張フランジのボルト軸力

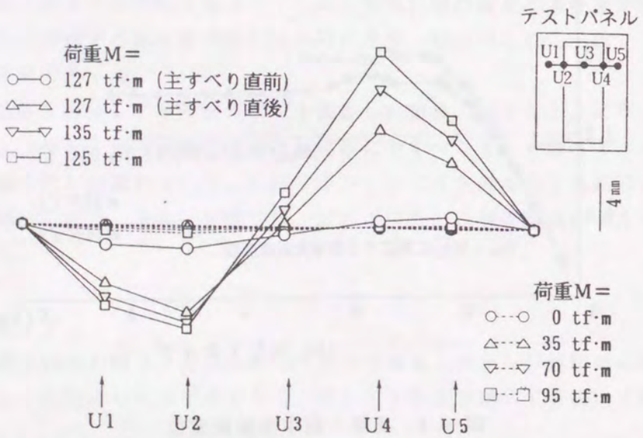


図-4.6　腹板の面外方向変形モード（ＭＢＳ２）

4．5　曲げ継手のすべり機構

実験より得られた各種限界状態荷重を表-4.3に，すべり係数を表-4.4に示す。また，各種限界状態荷重時の引張フランジに作用する軸方向引張力を表-4.5に示す。表-4.4および表-4.5におけるＣ６の値は，第２章の高力ボルト摩擦接合継手の引張実験のうち，継手部の母材純断面の降伏強度とすべり強度を設計上等しくした継手タイプの結果を表わしている。

表-４．３　各種限界状態荷重

単位（tf･m）

		ＭＢＳ１	ＭＢＳ２	ＭＦＹ１	ＭＦＹ２
フランジ総断面降伏荷重	計算値1	86.1	122.5	69.1	105.1
	計算値2	93.1	136.1	78.8	112.1
	実験値	82.6	117.4	66.2	102.6
フランジ純断面降伏荷重	計算値1	71.1	103.7	55.5	88.1
	計算値2	77.0	115.2	63.4	94.0
	実験値	77.6	111.2	62.5	102.3
すべり荷重	計算値1	52.2	86.1	54.9	88.6
	実験値	87.6	127.4	73.6	130.9
最大荷重	実験値	105.5	140.4	76.1	132.5

注）計算値1：公称材料強度と設計断面による計算値
　　計算値2：材料試験強度と実測断面による計算値

表-4.4　すべり係数

評価軸力	ＭＢＳ１	ＭＢＳ２	ＭＦＹ１	ＭＦＹ２	Ｃ６
初期導入軸力(実測値)	0.629	0.596	0.476	0.545	0.412
すべり発生時軸力(実測値)	0.784	0.690	0.620	0.768	0.472

表-4.5　フランジに作用する引張力

単位(tf)

		ＭＢＳ１	ＭＢＳ２	ＭＦＹ１	ＭＦＹ２	Ｃ６
実験値	すべり荷重時 ①	90.6	119.8	72.1	119.3	88.4
	最大荷重時 ②	109.1	132.0	74.6	120.8	139.4
公称値	すべり荷重時 ③	52.8	79.2	52.8	79.2	79.2
	①／③	1.72	1.51	1.37	1.51	1.12
	純断面降伏荷重時 ④	73.6	97.5	54.4	80.3	79.2
	②／④	1.48	1.35	1.37	1.50	1.76

注）実験値は各限界状態荷重の実測値からはり理論により算出した値である

4.5.1 すべり強度

すべり荷重の実験値は，公称値を34%ないし68%上回っている。すべりがフランジ断面の降伏に先行するように計画したＭＢＳタイプでも，すべり荷重に達する以前にフランジ断面が降伏している。また，ＭＦＹタイプではすべりに先行してフランジ断面の降伏が生じ，ボルトの軸力抜けが大きかったにもかかわらず，すべり荷重は公称値を34%ないし48%上回った。一方，継手の引張実験では，母材および添接板の一部がすべり以前に降伏に達しているものの，継手供試体の弾性限界はすべりによって決まっていた。そして，公称値に対する実験値の余裕は10%程度であった。

初期導入軸力の実測値で評価したすべり係数は引張実験のＣ６タイプで0.41，Ｃ６タイプに相当するＭＦＹ２で0.55と差があった。また，初期導入軸力の実測値で評価したすべり係数とすべり発生時軸力の実測値で評価したすべり係数とを比較すると，引張継手よりも本実験の供試体の方が差が大きい。これは実験開始時からすべり発生までのボルトの軸力抜けが大きいということを表している。

継手の引張実験の結果，すべり強度はボルト全体の軸力和に支配されることが明らかとなっている。したがって，引張継手に比べてボルトの軸力抜けが大きかったにもかかわらず鋼Ｉ桁の継手の方がすべり強度が大きくなるということは，鋼Ｉ桁の継手ではフランジ継手部のすべり抵抗が限界に達しても，直ちにすべりが生じるのではない。つまり，フランジおよび腹板のすべり抵抗がともに限界に達した時に，フランジと腹板が同時にすべるものと考えられる。したがって，Ｉ形断面におけるフランジと腹板の継手はすべりに対して協同的に働くと思われる。そこで，フランジと腹板のすべり強度を個別に評価するのではなく，両者が一体となって外力に抵抗するものと考える必要がある。。

このことをふまえ，Ｉ形断面の曲げ継手のすべり強度の評価法を以下のように提案する。

Ｉ形断面の曲げ継手のすべり強度　M_{SL}(tf･m)

$$M_{SL} = n_{fu}\rho_{fu}h_{fu} + n_{fl}\rho_{fl}h_{fl} + \Sigma n_{wi}\rho_{wi}h_{wi} \qquad (4.1)$$

ここに，n_{fu}(n_{fl})：上（下）フランジのボルト本数
n_{wi}　：腹板においてｉ行目のボルト本数
ρ_{fu}(ρ_{fl})：上（下）フランジのボルトの１本(２面摩擦)当たりのすべり抵抗力(tf/本･２摩擦面)
ρ_{wi}　：腹板においてｉ行目のボルトの１本(２面摩擦)当たりのすべり抵抗力(tf/本･２摩擦面)
h_{fu}(h_{fl})：上（下）フランジ板厚中心のＩ形断面中立軸からの距離(m)
h_{wi}　：腹板においてｉ行目のボルト行の中立軸からの距離(m)
ただし，h_{fu}，h_{fl}，h_{wi}はすべて正である。

式（4.1）においてボルト１本(２面摩擦)当たりのすべり抵抗力については，第２章で提案した式（2.1）のすべり係数μを用いて算出する。腹板に対しては，すべり発生時において腹板の曲げ応力度はフランジの曲げ応力度以下であり，降伏応力度より小さい。つ

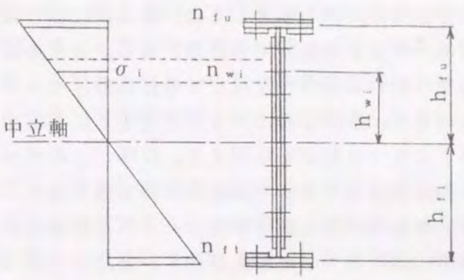


図-4.7　すべり強度の算定

まり，すべり発生時においては腹板は降伏していない。したがって，パラメータβについては，純断面降伏強度の公称値$N_{Yn}{}^*$を腹板の各ボルト行ごとに補正する必要がある。ここでβを式（4.2）のように補正する。

$$\beta_i' = \frac{N_{SLi}{}^*}{N_{Yni}{}^* \times (\sigma_y / \sigma_i)} = \beta_i \times \frac{\sigma_i}{\sigma_y} \qquad (4.2)$$

ここに，β_i'　：腹板の第ｉ行目のボルトのすべり係数・降伏強度比の補正値
β_i　：腹板の第ｉ行目のボルトのすべり係数・降伏強度比
σ_i　：腹板の第ｉ行目のボルトが負担する範囲の腹板断面の平均曲げ応力度（kgf/cm²）
σ_y　：腹板の降伏応力度（kgf/cm²）
$N_{SLi}{}^*$：腹板の第ｉ行目のボルトのすべり強度の公称値
$N_{Yni}{}^*$：腹板の第ｉ行目のボルトが負担する範囲の腹板断面の純断面降伏強度の公称値

このＩ形断面の継手のすべり強度の評価法は，昭和５５年２月の道路橋示方書(鋼橋編)の改訂以前に行われていた評価法に似ている。しかし，その場合，フランジの継手と腹板の継手とを個別に評価していた。また，腹板の継手のすべり係数もすべて0.4であった。これらの点で本評価法と異なっている。また，長嶋[5]は腹板の継手の曲げモーメントに対するすべり強度を回転中心回りの総すべりモーメントで計算している。そして，腹板の継手のすべり係数はボルトのすべてに対して共通としている。

式（4.1）においては，圧縮フランジの継手部のすべり係数についても引張フランジと同様に評価している。継手部において，圧縮フランジ側と引張フランジ側とではすべり発生時のボルト軸力が異なるため，すべり強度が異なる。したがって，中立軸の位置が一般断面部と異なる。しかし，このことは局部的なことであり，作用力の伝達に対しては，中立軸の位置は一般断面部と同じと考えてよいと思われる。また，腹板の継手が，上下フランジの継手が別々にすべり出そうとするのをまとめる働きを有する[5]。したがって，圧縮

フランジのすべり強度についても引張フランジと同様に評価することとしている。

この評価法によるすべり強度の計算手順としては，最初に腹板の継手のすべり係数を設定するために，作用曲げモーメントを仮定する必要がある。たとえば，現行の設計法に基づいて引張フランジの継手においてすべりが発生する作用曲げモーメントを仮定する。この作用曲げモーメントに対して，腹板に発生する応力をもとにしてすべり係数を算出し，腹板およびフランジの継手のすべり強度を算出する。以降，このすべり強度を作用曲げモーメントとして，すべり強度が収束するまで同様の計算を繰り返す。試算により，２回ほどの繰り返し計算で，ほぼ収束値に近い値を算出することを確認した。

このすべり強度の評価法により４つの実験供試体を対象にしてすべり強度の試算を行った。この際，ＭＦＹ１タイプについては図-4.8から明かなように，主すべりが発生する以前に，引張フランジの外側ボルト列位置の母材断面において降伏が進んでおり，部分すべりが発生している。この場合部分すべりはすべり現象ではなく，母材の降伏現象と見なすことができる。したがって，引張フランジのすべり強度は降伏モーメントに基づいて算定する。 すなわち，図-4.8(ｃ)より，フランジの側面でひずみεが降伏ひずみε_yに達したときの作用曲げモーメントは，母材純断面降伏強度M_{yn}*の87%である。 この作用曲げモーメントに対応するフランジの引張力を，引張フランジが分担するすべり強度とした。

一方，ＭＦＹ２タイプについては，ＭＦＹ１タイプと同様に部分すべりが発生しているが，その影響は小さく，主すべりに近いと見なせる。したがって，ＭＦＹ１タイプは，ＭＢＳタイプと同様の評価法によって試算を行った。試算の結果を表-4.6に示す。表-4.6より試算２回目で，すべり強度の推定値と実験値は，その差が５％以下であり，ほぼ等しくなっている。そして，試算２回目でほぼ収束値に近い値が得られている。したがって，鋼Ｉ桁の継手のすべり強度の評価法として，本提案法は有効であると思われる。この評価法については，少数ボルトで部分すべりが顕著な継手の場合には部分すべりを降伏現象として考慮する必要がある。

表-4.6　すべり強度の推定

（単位：tf･m）

	ＭＢＳ１	ＭＢＳ２	ＭＦＹ１	ＭＦＹ２
実験値	87.6	127.4	73.6	130.9
現行設計法による値	56.1	87.2	62.2	97.2
試算１回目	96.4	136.5	81.4	135.6
試算２回目	92.0	131.3	73.9	131.2
試算３回目	92.8	132.1	75.7	131.5
試算４回目	92.6	132.0	75.3	131.5

４．５．２　引張フランジの有効断面積

高力ボルト摩擦接合継手では，引張部材において母材または添接板のボルト孔を通る断面が強度上の弱点になると考えられている。現行の道路橋示方書においては，ボルト孔を

控除した純断面積を有効断面積として設計すると規定されている。しかし，高力ボルト摩擦接合継手の引張実験より，摩擦力による母材から添接板への応力の伝達が期待できるため，純断面積を有効断面積とした場合，継手の降伏強度は安全側に評価されることが指摘されている。また，第１章でも述べたように限界状態設計法に移行している諸外国の規準では，純断面積よりも大きい有効断面積，あるいは摩擦伝達力による母材作用力の低減を考慮している。

図-4.8に荷重とフランジ側面のひずみの関係を示す。いずれの供試体においても，最外列のボルト孔横のひずみが最も大きく，内側列はひずみが小さくなっている。特に，フランジのボルト本数が片側６本のＭＢＳ２およびＭＦＹ２では，最内列のボルト孔横のひずみはすべり発生時までほとんど生じていない。これは，摩擦による母材から添接板への応力の伝達が有効であることを示している。また，最外列のボルト孔横のひずみについて，ＭＢＳタイプの場合はすべり抵抗が限界に近づく段階で降伏ひずみに達するが，ＭＦＹタイプの場合は，すべり抵抗が限界に達するよりも早い段階で降伏ひずみに達している。したがって，すべりに至るまでのボルトの軸力抜けがＭＢＳタイプに比べてＭＦＹタイプの方が大きい。しかし，表-4.3に示すフランジ純断面の降伏荷重の実験値は，道路橋示方書の規定に基づく降伏荷重(計算値１)を上回り，フランジ総断面の降伏荷重の実験値に近くなっている。本実験によっても，純断面積を有効断面積とした場合，降伏強度はかなり安全側に評価されることが明らかである。

継手の母材あるいは添接板に対する応力計算のもとになる有効断面積のとり方については，継手の降伏に対して重要になってくる。引張フランジの有効断面積A_eは純断面積A_n，総断面積A_g，母材の純断面降伏強度M_{yn}および総断面降伏強度M_{yg}より

$$\frac{A_e}{A_g} = \frac{M_{Yn}}{M_{Yg}} \tag{4.3}$$

$$\frac{A_e}{A_g} = \frac{A_e}{A_n} \times \frac{A_n}{A_g} \tag{4.4}$$

となる。そして，式（4.3）および（4.4）より純断面積に対する有効断面積比（A_e/A_n）は次式となる。

$$\frac{A_e}{A_n} = \frac{M_{Yn}}{M_{Yg}} \times \frac{A_g}{A_n} \tag{4.4}$$

本実験の供試体の内，引張フランジの降伏が継手の強度に関係しているＢＦＹタイプを対象にして，有効断面積比を計算した結果，表-4.7になる。この表中の備考欄にアメリカの設計規準AASHTOの規定に基づいて算出した値を示す。

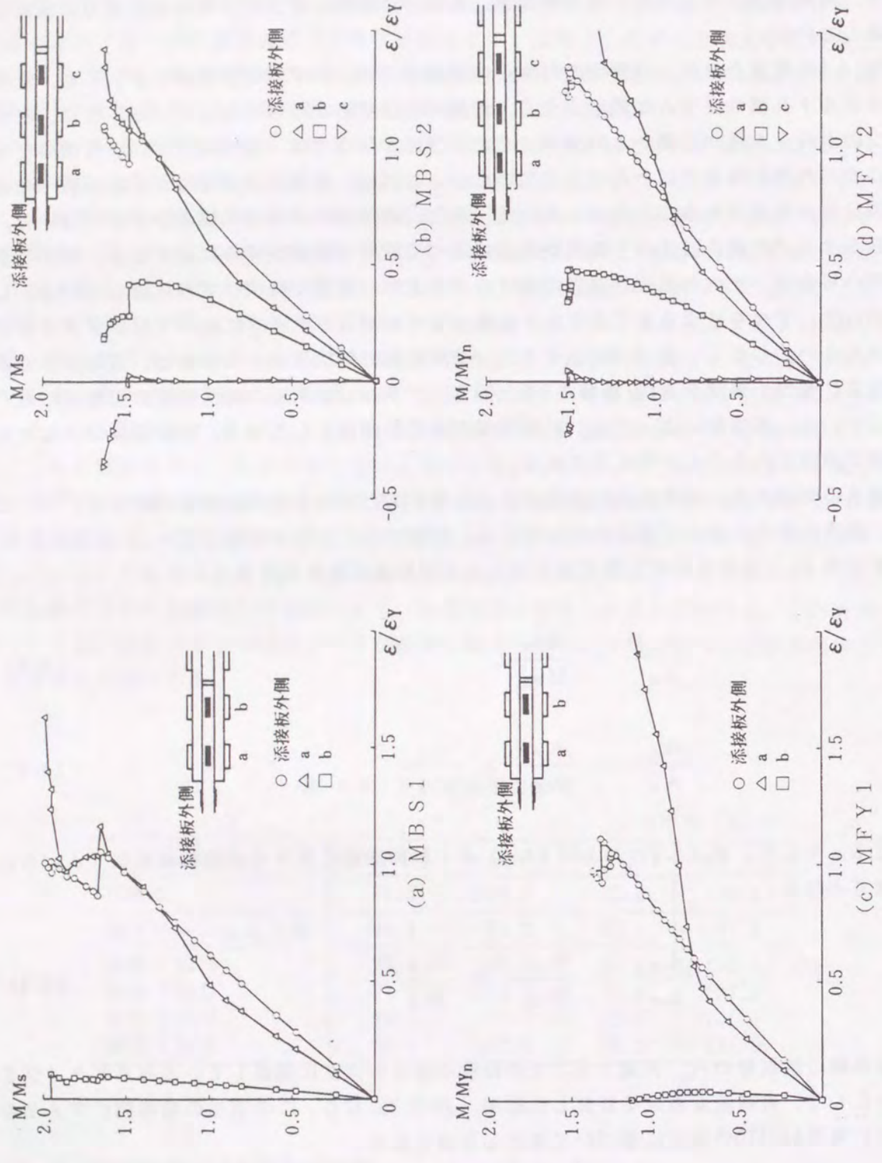


図-4.8 荷重－引張フランジのひずみ

表-4.7 引張フランジの有効断面積比（A_e/A_n）

タイプ	A_n/A_g	M_{Yn}/M_{Yg}	A_e/A_n	備考 注）
BFY1	0.804	0.944	1.17	1.19
BFY2	0.839	1.000	1.19	1.18

注）備考欄の値は，AASHTOの規定に基づいて算出した値である。
（第２章の１．２．４項を参照のこと）

表-4.7より実験供試体の有効断面積比は1.18前後であり，AASHTOの規定に基づく値とほぼ同じになっている。しかし，データ数が少ないため，このまま1.18を採用することはできない。第２章の２．５．６項で述べたが，引張継手の場合，パラメータβが$1.0<\beta\leq1.2$の範囲においては，継手の線形限界は母材の降伏限界とし，抵抗強度の抵抗係数を1.1としている。したがって，鋼Ｉ桁の曲げ継手における引張フランジの有効断面積についてもデータのばらつきを考慮して，有効断面積比は1.18より低減して1.1とするのが適切であると思われる。

４．５．３ 終局強度

継手パネルの局部座屈強度が継手を含まない一般パネルの局部座屈強度とどのように異なるかを調べるため，継手を含まないと仮定した各タイプのパネルについて，溶接Ｉ形断面について計測された残留応力および初期たわみの平均値[6]を考慮した弾塑性有限変位解析により終局強度M_Uを求めた[7]。

また，参考文献8)の曲げを受ける鋼Ｉ形断面の局部座屈強度と限界幅厚比に関する実験的研究では，フランジおよび腹板の幅厚比パラメータを任意に組み合わせた供試体について実験および解析を行っている。そして，局部座屈強度について図-4.9に示すような結果が得られている。

本実験の供試体は，桁断面の公称強度が少なくとも降伏強度を確保するように板要素の幅厚比を決定している。腹板については，桁断面の実測値および材料強度の試験値より評価した幅厚比パラメータが，図-4.9に示すように道路橋示方書の規定する限界幅厚比と材料強度より評価した幅厚比パラメータの限界値を上回っていた。供試体の継手パネルの幅厚比パラメータについては表-4.8に示す。

本実験より得られた継手の終局強度の実験値M_U，断面の実測値と材料強度の試験値で評価したフランジ総断面降伏強度M_{Yg}，および一般パネルの終局強度の解析値M_{U0}を表-4.9に示す。一般パネルの終局強度M_{U0}は，フランジ総断面の降伏強度M_{Yg}とほぼ同等であった。これは，強度の等高線はフランジと腹板の断面積比によって変動し，供試体の腹板とフランジの断面積比A_w/A_fが1.16から1.65までの間に分布しているためであると考えられる。ただし，継手パネルに隣接した一般パネルにおいて局部座屈が生じたＭＦＹ１の実験結果では，$M_U/M_{Yg}=0.966$となっており，解析値はやや大きめの値を示している。これは初期不整が解析で仮定したものよりも大きかったためである。ＭＦＹ１以外の供試体では，終局強度M_Uが桁断面の降伏強度M_{Yg}を上回っている。つまり，腹板において道

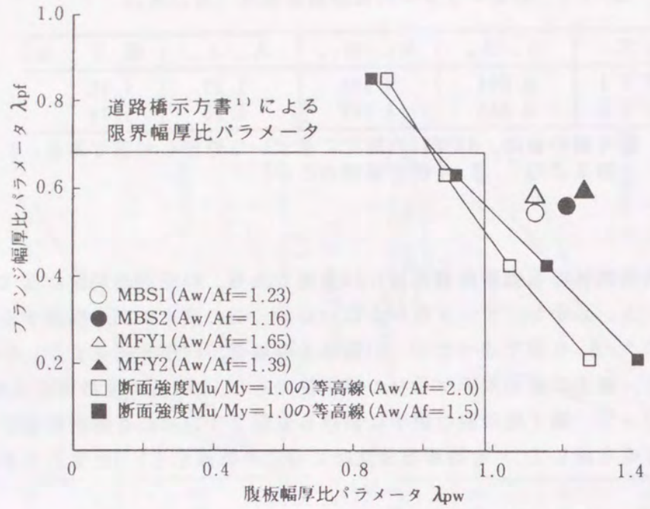


図-4.9　フランジおよび腹板の幅厚比パラメータ

表-4.8　供試体テストパネルの幅厚比パラメータ

	MBS1	MBS2	MFY1	MFY2
幅厚比パラメータ				
フランジ　λ_{pf}	0.546	0.562	0.583	0.594
腹板　λ_{pw}	1.241	1.326	1.241	1.372
フランジ幅　b　(mm)	266	300	236	285
フランジ厚　t_f　(mm)	13.8	15.4	11.6	13.6
腹板高　h　(mm)	800	900	800	900
腹板厚　t_w　(mm)	5.6	5.9	5.6	5.7
継手パネル幅　a　(mm)	700	700	700	700
降伏応力度				
フランジ　σ_{Yf}(kgf/cm²)	2649	2758	2860	2649
腹板　σ_{Yw}(kgf/cm²)	3275	3275	3275	3275

幅厚比パラメータ

フランジ　$\lambda_{pf}=\dfrac{b'}{t_f}\sqrt{\dfrac{12(1-\nu^2)\sigma_Y}{k_f\cdot\pi^2 \quad E}}$

腹板　$\lambda_{pw}=\dfrac{h}{t_w}\sqrt{\dfrac{12(1-\nu^2)\sigma_Y}{k_w\cdot\pi^2 \quad E}}$

ここに　b'：フランジ自由突出幅

k_f：フランジ座屈係数(=0.425)

k_w：腹板座屈係数(=23.9)

表-4.9　終局強度

単位(tf・m)

	MBS1	MBS2	MFY1	MFY2
フランジ降伏強度　M_{Yg}	93.1	136.1	78.8	112.1
一般部終局強度　M_{Uo}	96.2	138.7	80.7	113.7
終局強度実験値　M_U	105.5	140.4	76.1	132.5
M_{Uo}/M_{Yg}	1.033	1.019	1.024	1.014
M_U/M_{Yg}	1.133	1.032	0.966	1.182
M_U/M_{Uo}	1.097	1.012	0.943	1.165

M_{Yg}：断面実測値と材料強度試験値で評価したフランジ総断面降伏強度

M_{Uo}：一般パネル終局強度の解析値

M_U　：継手の終局強度の実験値

路橋示方書による幅厚比パラメータの限界値を上回っているにもかかわらず，降伏強度以上の終局強度が得られている。また一方で，一般パネルの終局強度M_{Uo}と継手パネルの終局強度M_Uとを比較すると，継手パネルに隣接する一般パネルで局部座屈が生じたＭＦＹ１でM_UがM_{Uo}を下回った。しかし，その他のタイプではM_UがM_{Uo}を上回り，特にＭＢＳ１およびＭＦＹ２では継手パネルの終局強度が一般パネルよりも10%程度大きい。つまり，添接板の存在により，継手パネルの局部座屈強度が上昇しているものと思われる。以上のように，終局強度において局部座屈が支配的な断面では，継手によってパネルの終局強度が上昇していることがわかる。

4.5.4　変形量

継手を含む鋼Ｉ桁の変形量を考察するため，図-4.10に示すような継手を有する鋼Ｉ桁を考える。継手パネルの挙動はＭＢＳ２およびＭＦＹ２の実験値を用い，一般パネルの挙動は溶接Ｉ形断面について計測された残留応力および初期たわみの平均値[4]を考慮した弾塑性有限変位解析による値を用いる[7),9)]。一般パネルの断面形状および鋼種は継手パネルの母材断面と同じとする。

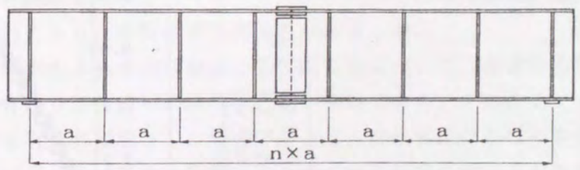


図-4.10　継手を有する鋼Ｉ桁

継手パネルおよび一般パネルの荷重－曲率の関係を図-4.11に，継手パネルを含む鋼Ｉ桁桁の荷重－曲率の関係を図-4.12に，また，最大荷重時の曲率を表-4.10に示す。

ＭＢＳタイプは，引張フランジの両方および圧縮フランジの片方ですべりが生じたので，すべり変形量が大きい。しかも，継手パネル単独の変形量は一般パネルの４倍程の大きさであった。しかし，すべり現象は局所的なものである。そのため，桁全体に占める継手パネルの割合が小さくなるにつれて，桁としての変形量は一般パネルの変形量に近づく。

ＭＦＹタイプは，引張フランジの片方でのみすべりが生じたので，ＭＢＳタイプに比べると継手パネル単独の変形量は小さかった。それでも一般パネルよりは大きな変形量となった。しかし，ＭＦＹ２の場合，すべり強度が一般パネルの終局強度を上回っているため，すべりによる変形が生じる以前に桁の終局強度に達し，すべり変形は桁全体としての変形量に反映されない。さらに，継手パネルでは添接板によって断面の剛性が一般部よりも大きくなるため，桁全体に占める継手パネルの割合が大きくなるにつれて，桁としての変形量は小さくなる。

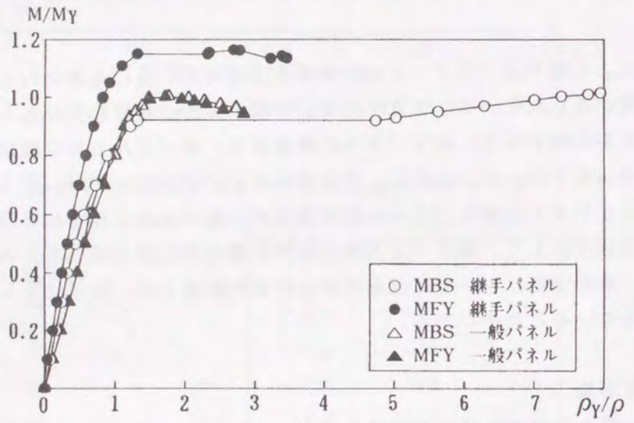
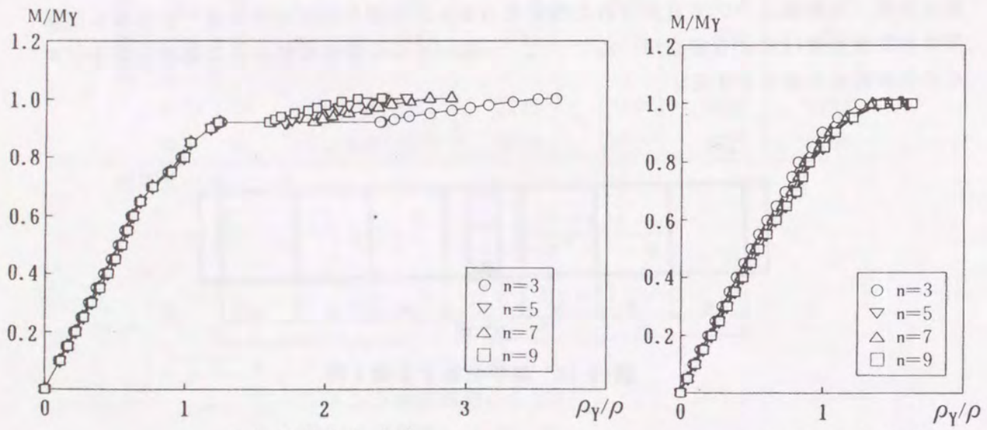


図-4.11　継手パネルおよび一般パネルの荷重－曲率（１／ρ）



(a) ＭＢＳタイプ　　(b) ＭＦＹタイプ

図-4.12　継手を有する鋼Ｉ桁の荷重－曲率（１／ρ）

表-4.10　継手を有する鋼Ｉ桁の変形量

タイプ		M_{max}/M_y	最大荷重時の曲率 $(1/\rho)_{max}$	$\frac{(1/\rho)_{max}}{(1/\rho)_y}$
ＭＢＳ	添接部	1.014	22.806	7.948
	一般部	1.002	5.061	1.764
	n＝3	1.002	10.442	3.632
	n＝5		8.290	2.889
	n＝7		7.368	2.568
	n＝9		6.855	2.389
ＭＦＹ	添接部	1.164	7.437	2.694
	一般部	0.999	4.735	1.715
	n＝3	0.999	4.001	1.449
	n＝5		4.295	1.556
	n＝7		4.420	1.601
	n＝9		4.490	1.626

注）1.（M_{max}/M_y）は（最大荷重の実験値/フランジ総断面降伏荷重）を示す。
2. 曲率の単位は10^{-6}/mmである
3.（$1/\rho$）$_y$は降伏荷重時の曲率を示す。

4．6　結論

本研究において，鋼Ｉ桁の高力ボルト摩擦接合継手部が純曲げを受ける場合を対象とした強度実験を行い，各種限界状態について考察した。その結果，以下のことが明らかとなった。

①鋼Ｉ桁の現行設計法では，高力ボルト摩擦接合継手部のすべり強度をフランジおよび腹板について個別に設計している。しかし，これらはすべりに対して一体的に抵抗しているので，フランジと腹板の協同作用を考慮することによって，より合理的に鋼Ｉ桁の継手部のすべり強度を評価できる。このことに対し，すべり抵抗モーメントの考え方を用いて，フランジと腹板の協同作用を考慮したすべり強度の評価法を提案した。そして，実験供試体を対象にしてすべり強度の試算を行った結果，推定値と実験値との差が５％以内であり，本提案法の妥当性を確認した。

②引張フランジのボルト孔を通る断面の有効断面積について，摩擦接合継手部では摩擦力によって母材から添接板への応力の伝達が期待できる。そのため，ボルト孔を控除した純断面積を有効断面積とした場合，継手部の降伏強度はかなり安全側に評価される。実験供試体を対象にして，引張フランジの純断面積に対する有効断面積比を計算した結果，1.18前後であった。これに対して，データのばらつきなどを考慮して有効断面積比は1.1とするのが適切である。

③実験から得た継手パネルの終局強度と解析による一般パネルの終局強度との比較により，終局限界において局部座屈が支配的な断面では，添接板によってパネルの終局強度が上昇することがわかった。

④継手を含む桁の変形量について，継手パネルの剛性が一般パネルに比べて大きいので，桁全体に占める継手部の割合が大きくなるほど桁の剛性は大きくなる。また，継手部のすべりによる変形は供試体では顕著であるが，実構造物では桁全体に占める継手部の割合が小さいため，すべりの影響は小さくなる。

参考文献

1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説（Ⅰ共通編，Ⅱ鋼橋編），1990.2.
2) 西村・内田・中谷：プレートガーダー腹板摩擦接合添接部の力学的特性，土木学会第36回年次学術講演会，Ⅰ-100，1981.10.
3) 寺田・名取：プレートガーダーの高力ボルト摩擦接合部の力学的特性，土木学会第37回年次学術講演会，Ⅰ-98，1982.10.
4) 金治・石原・小林：鋼製橋脚摩擦接合部の合理的設計に関する研究，構造工学論文集，Vol.39A，pp.1025-1034，1991.
5) 長嶋・山田・長島・成田：プレートガーダー継手のすべり強度試験および解析，土木学会構造工学論文集，Vol.37A,1991.3.
6) 土木学会：座屈設計ガイドライン（福本唧士編）第3章 構造物の材料強度と初期不整，技報堂,1987.
7) 西村・吉田：鋼H形断面柱部材の連成座屈強度特性と設計公式,土木学会論文集，No.398，pp.311-318，1988.
8) 西村・大崎・長谷川：曲げを受ける鋼Ⅰ型断面の局部座屈強度と限界幅厚比に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.37A，pp.135-144，1991.
9) 小松・北田・宮崎：残留応力と初期たわみを有する圧縮板の弾塑性解析，土木学会論文報告集，No244，pp.1-14，1975.
10) 西村・秋山・亀井・高木：鋼Ⅰ桁の高力ボルト摩擦接合曲げ継手部の限界状態に関する実験，鋼構造年次論文報告集，Vol.1，pp.23-30，1993.7.

第５章　鋼Ｉ桁高力ボルト継手部の耐荷力実験

５．１ 概説

一般的に，鋼Ｉ桁の腹板には水平補剛材が配置されている。そして，現場継手には高力ボルト継手が用いられてい。この場合，Ｉ桁のボルト継手部は，腹板において水平補剛材と継手の添接板とが重なることになる。したがって，従来よりボルト継手部の腹板では水平補剛材は添接板部以外の部分に配置している。この構造詳細は，水平補剛材と垂直補剛材および添接板の間には30mm程度の隙間が設けられ，さらに溶接作業性を考慮して水平補剛材はその両端を45°にカットした台形状に加工されている。したがって，添接板と隣接の垂直補剛材との間隔が狭い場合，水平補剛材は短くなり，桁の耐荷力の観点からほとんど効果がなく，水平補剛材は省略し得ると考えられる。現行の道路橋示方書[1]においては，この場合の水平補剛材の省略に関する規定は明記されていないが，実橋においては設計技術者の判断により水平補剛材を省略することもある。

鋼Ｉ桁の水平補剛材を有する腹板パネルの耐荷力はCooper[2),3)]，Rockey[4)]，Ostapenko[5),6)]，長谷川・西野・奥村[7),8)]らによって検討されてきたが，高力ボルト継手部のように添接板や水平補剛材が輻輳した構造の耐荷力に関する実験的研究あるいは理論的研究はほとんど見当たらない。したがって，高力ボルト継手部において短い水平補剛材を省略する場合の終局強度の低下の程度は不明である。今日，鋼Ｉ桁の設計法の合理化，製作の自動化・省力化が強く求められている。高力ボルト継手部についても例外ではなく，効果がないと思われる短い水平補剛材を省略することも合理化・省力化の一環と考えられる。したがって，高力ボルト継手部において短い水平補剛材を省略する場合の終局強度の低下の程度を明確にし，構造パラメータに関し省略可能な判断基準を提案することは重要であるとおもわれる。

本章では，鋼Ｉ桁の高力ボルト摩擦接合継手部の耐荷力特性と補剛構造法に関して実験的に検討することを目的としている。実験の内容は３種のＩ桁供試体を対象とし，高力ボルト継手部の曲げ載荷実験であり，その着目点は以下の２点である。

①ボルト継手部の腹板パネルの水平補剛材を省略することによる桁の耐荷力の曲げ降伏強度からの低下の程度を調べる。
②水平補剛材を省略すると断面の曲げ降伏強度を確保できないモデルに対し，腹板のたわみ変形を抑制して，曲げ降伏強度を確保する補剛方法の効果を確認する。

そして，この実験結果より，水平補剛材の省略による耐荷力特性および水平補剛材を省略する代わりに腹板の添接板を補剛することによる耐荷力特性などについて述べる。

５．２ 供試体

５．２．１　供試体の設計基本方針

供試体は，継手部腹板パネルの水平補剛材の省略の可能性と腹板における垂直リブ付き

添接板の補剛効果を検証するため，継手パネルに対し次の３ケースを想定して設計した。

CASE1：水平補剛材を省略すると曲げ降伏強度が確保されないケース
CASE2：水平補剛材を省略しても曲げ降伏強度が確保されるケース
CASE3：水平補剛材を省略すると曲げ降伏強度が確保されないが，垂直リブ付き添接板を用いることにより曲げ降伏強度が確保されるケース

ここでは，鋼種がSM490Y，水平補剛材が２段の鋼Ｉ桁を対象とした。そして，ボルト継手部の構造諸元については，実績調査の結果[9]より代表的な構造パラメータを基に選定した。まず，CASE1について，ボルト継手部の構造パラメータの目標値を以下のように設定した。

鋼種	：	SM490Y(公称降伏応力度 σ_y＝3600 kgf/cm²)
腹板の幅厚比	：	h_w/t_w＝225
腹板パネルのアスペクト比 α	：	a/h_w＝0.6
腹板とフランジの断面積	：	A_w/A_f＝2.0

［道路橋示方書では，鋼種がSM490Y で，水平補剛材を２段用いる場合の腹板の幅厚比(h_w/t_w)は次のように規定されている。

$$209 < h_w/t_w \leq 294$$

］

これらの構造パラメータの条件に対し，公称曲げ降伏強度M_Y*が確保されるＩ形断面を決定した。そして，このM_Y*以上の耐力を有する高力ボルト摩擦接合継手を設計した。ただし，継手パネルにおいて水平補剛材は取り付けないものとした。

CASE2については，腹板パネルのアスペクト比の目標値を0.45とした。これはCASE1の断面を基にして，継手パネルの垂直補剛材間隔を小さくしたものである。

CASE3はCASE1を基にして，図-5.1のように腹板の２枚の添接板のうち１枚に垂直リブを取り付けたものである。この場合，ボルト配置はCASE1と同じとする。しかし，腹板の添接板の板幅は，垂直リブを取り付けるためCASE1の場合よりも広くなる。また，垂直リブの断面形状は，一般部の垂直補剛材と同じとする。この垂直リブは，腹板の面外たわみに対して補剛するものであり，腹板のせん断座屈に対して配置される垂直補剛材とは異質のものである。したがって，垂直リブの剛性については，垂直補剛材の必要剛度とは異なる。垂直リブの断面形状については検討する必要があるが，ここでは添接板に垂直リブを付けることによる効果を検討するため，垂直補剛材の断面と同じとした。

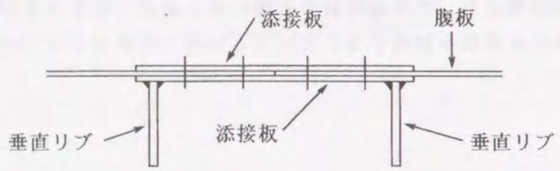


図-5.1　腹板の補剛添接部（垂直リブ付き添接板）

5．2．2　供試体の製作条件

供試体の製作は道路橋示方書の規定に準拠し，以下の製作条件に従った。

①部材の精度は，道路橋示方書の製作規定に準拠する(特に板の平面度)。
②高力ボルトは等級F10T，サイズM20を使用する。
③ボルト孔の径は22.5㎜とする。
④継手部のすべり面はショットブラストにより黒皮を除去した後，赤錆を発生させ，組立時にワイヤーブラシ等を用いて浮き錆，油，泥などを除去する。
⑤高力ボルトの締め付けにはトルクレンチを使用する。ボルトの初期導入軸力は１本当たり18.2tf(設計軸力16.5tfの10％増)とする。

5．2．3　供試体の形状

これら３ケースの継手パネルの形状を図-5.2に，継手パネルの断面諸元を表-5.1に示す。また，供試体の形状を図-5.3に示し，公称曲げ降伏強度M_Y*に対する継手各部の耐力の比率を表-5.2に示す。

5．3　実験方法

5．3．1　荷重載荷および測定方法

荷重載荷方法は図-5.4に示すように，単純支持装置により供試体の桁を支持した。そして，油圧ジャッキ(載荷能力200tf）により２点の集中荷重を載荷し，継手パネルを含む中央部分を等曲げ状態とした。継手部断面の降伏後も，桁全体の耐力が低下するまで徐々に荷重を加えた。また，断面が終局強度に達する前に横倒れ変形が生じないように，横倒れ防止枠を設置した。

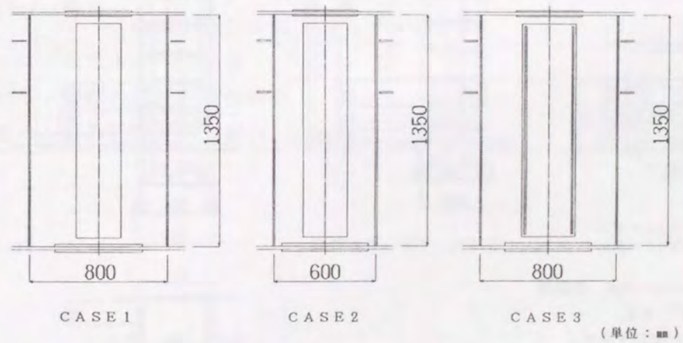
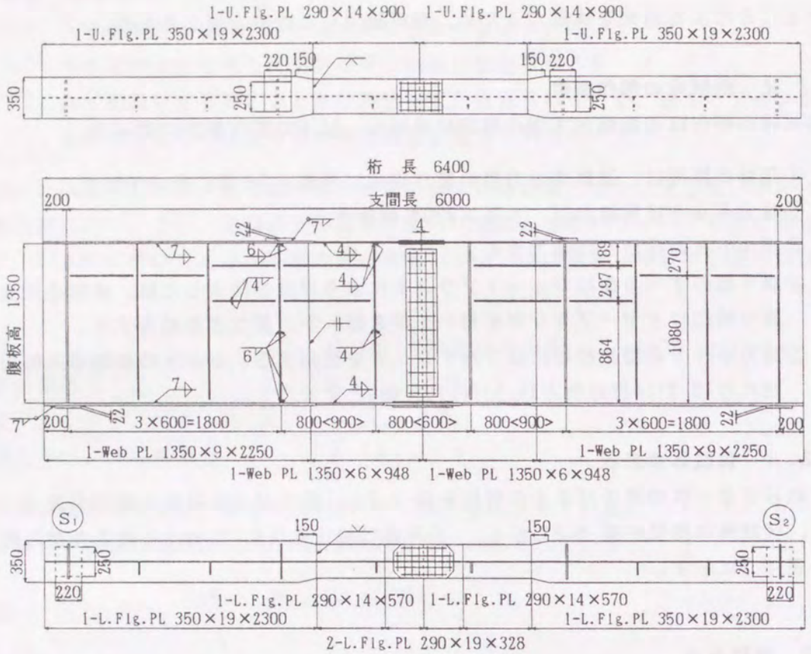
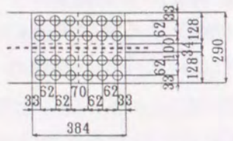


図-5.2　継手パネルの形状

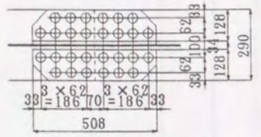


フランジの継手詳細図

上フランジ

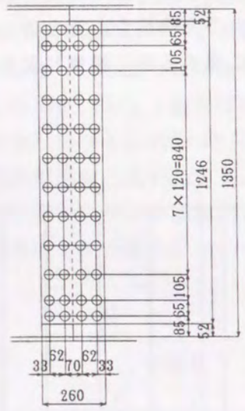


下フランジ

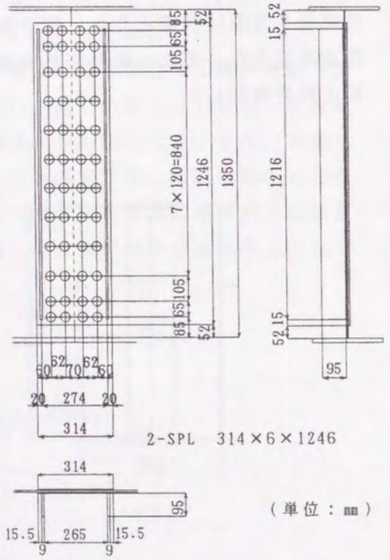


腹板の継手詳細図

CASE 1 , 2



CASE 3



注1）鋼種はフランジ，腹板，添接板ともにSM490Yである。
2）＜ ＞内寸法はCASE2を示す。

図-5.3 供試体の形状

表-5.1 供試体継手パネルの断面諸元

	CASE1	CASE2	CASE3
鋼種 公称降伏応力度 σ_y*（kgf/cm²）	SM490Y 3600		
腹板 断面 $h_w \times t_w$（mm） 断面積 A_w（cm²）	1350× 6 81.0		
フランジ断面 $b_f \times t_f$（mm） 断面積 A_f（cm²）	290×14（19） 注） 40.6		
断面二次モーメント I （cm⁴）	500700		
公称曲げ降伏強度 M_y*（tf・m）	261.6		
垂直補剛材間隔 a （mm）	800	600	800
腹板の幅厚比 h_w/t_w	225.0	225.0	225.0
アスペクト比 $\alpha = a/h_w$	0.593	0.444	0.593
断面積比 A_w/A_f	2.00	2.00	2.00

注）引張フランジの板厚は，一般部が14mmで，継手部は19mmに増厚する。

表-5.2 公称曲げ降伏強度M_y*に対する継手各部の耐力の比率

		作用力	M_y*に対する比率
・フランジの曲げ応力度			
一般部総断面		σ_{f0} =3600kgf/cm²	σ_{f0}/σ_y*=1.000
引張フランジ純断面	増厚前	σ_{f1} =4559kgf/cm²	σ_{f1}/σ_y*=1.266
	増厚後	σ_{f2} =3359kgf/cm²	σ_{f2}/σ_y*=0.933
・フランジ部の高力ボルトすべり耐力			
フランジ断面作用力		P_{f0} =144.7tf	
公称すべり耐力	圧縮フランジ側	P_{bc}*=158.3tf	P_{f0}/P_{bc}*=0.914
	引張フランジ側	P_{bt}*=184.7tf	P_{f0}/P_{bt}*=0.783
・腹板部の高力ボルトすべり耐力			
最縁ボルト列部の腹板断面作用力		P_{w0} = 22.7tf	
最縁ボルト列の公称すべり耐力		P_{bw}*= 26.4tf	P_{w0}/P_{bw}*=0.860

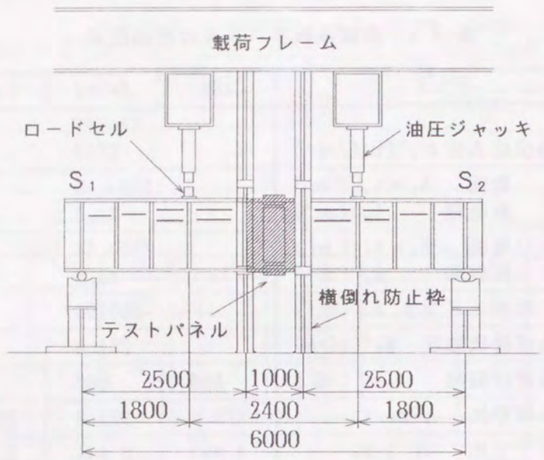


図-5.4　荷重載荷方法

荷重載荷中の測定項目は以下のとおりである。

①最大荷重
②桁の鉛直たわみ
③フランジおよび腹板の面外たわみ
④フランジ，腹板および添接板のひずみ
⑤フランジ継手部のすべりの有無

載荷荷重は油圧ジャッキと供試体との間にロードセルを挿入して測定した。桁の鉛直たわみおよびフランジと腹板の面外たわみは変位計により，また，フランジ，腹板および添接板のひずみは各表面に貼付したひずみゲージにより測定した。フランジ継手部のすべりについては，荷重載荷前にフランジ継手部の側面にけがき線を書き込み，このけがき線のずれの有無を観察した。

実験終了後に供試体を解体し，継手部のすべり面やボルト孔の状況を観察した。

5．3．2　材料試験

供試体の継手パネル部のフランジ，腹板および添接板に使用する鋼板について，それぞれ3本ずつの材料引張試験を行い，弾性係数，降伏強度および引張強度の測定を行った。この試験結果を表-5.3に示す。

表-5.3　鋼板の機械的性質

板厚 (mm)	鋼種	降伏応力度 σ_Y (kgf/cm²)	引張強度 σ_B (kgf/cm²)	弾性係数 E(×10⁶) (kgf/cm²)	伸び率 (%)
6	SM490Y	4694	5943	2.094	30.5
9	SM490Y	4339	5712	2.041	20.8
11	SM490Y	4162	5625	2.053	21.9
14	SM490Y	4396	5689	1.965	22.7
19	SM490Y	4131	5562	2.117	28.3

5．4　実験結果

5．4．1　桁の鉛直たわみ

荷重と供試体の桁中央位置(継手パネル中央位置)の鉛直たわみとの関係を図-5.5に示す。いずれのCASEについても，$M/M_Y = 0.6$(M：作用モーメント)の付近まで鉛直たわみの線形性が保たれていた。最大荷重についてCASE1の場合が最も小さいので，最大荷重時の桁の鉛直たわみについてもCASE1の場合が最も小さいと考えられる。CASE1とCASE2とを比較すると，初期の荷重段階において鉛直たわみに差があるものの，CASE1の方が鉛直たわみが小さい。一方，CASE3は他のCASEに比べて，最大荷重時の桁の鉛直たわみが大きいと予想

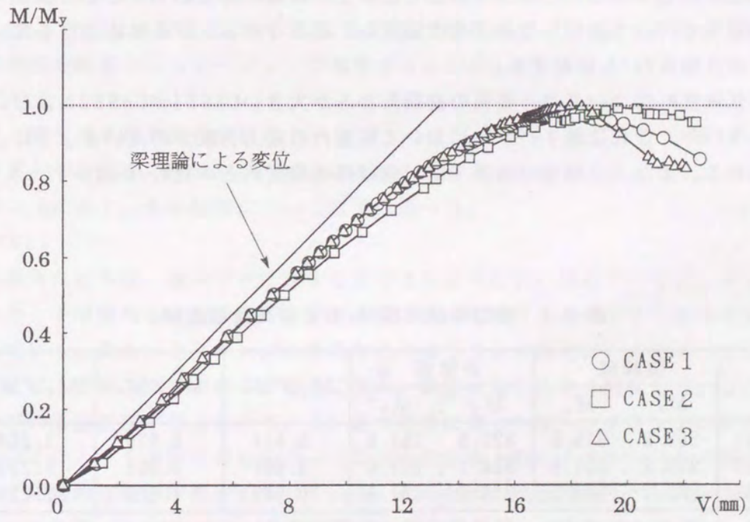


図-5.5　荷重－桁中央鉛直変位

されるが，実験ではCASE2よりも小さく，CASE1とほぼ同じになった。これは，CASE3において断面内の応力再配分の影響によるものと思われる。

次に，最大荷重後の除荷域のたわみ曲線勾配について，CASE2が最も緩やかであった。これに対し，CASE3は他のCASEに比べてこの勾配が急であり，つまり，最大荷重に達した後，急激に荷重が落ちている。このことは，腹板の添接板上端と上フランジとのすきまや継手パネルの補剛構造詳細などが関係しているものと思われる。

5．4．2　すべり挙動

供試体のボルト継手の設計では表-5.2に示すとおり，道路橋示方書に基づく高力ボルトの必要本数および母材の必要断面積を確保している。その結果，実験中には高力ボルト継手の主すべりは発生しなかった。また，フランジのコバ面に書き込んだけがき線を観察したが，下フランジの最外列のボルト近傍においても，フランジと添接板とのずれは見られなかった。フランジおよび腹板の挙動については，添接板がそれぞれの母材と一体となって変形を示した。

実験後に供試体を解体し，継手部のすべり面やボルト孔の状況を観察したが，いずれの供試体についても，ボルト孔周辺にはすべりの様子は見られなかった。また，ボルト孔の形状にも異状は見られなかった。

5．4．3　終局強度

実験より得られた初期降伏強度M_Fおよび終局強度M_Uを表-5.4に示す。ここに，初期降伏強度M_Fは，ある位置において載荷荷重による応力が最初に降伏応力度に達するものであり，残留応力は考慮していない。また，断面寸法および鋼板の降伏応力度として実測寸法および引張試験値を用いて算出した曲げ降伏強度M_Y，設計寸法および公称応力度を用いて算出した曲げ降伏強度M_Y^*も併記する。

初期降伏強度M_Fについては，腹板の初期たわみが大きいCASE1がCASE2およびCASE3より若干小さいが，これは継手パネルにおいて断面内の応力再配分のえいきょうによるものと考えられる。また，これらの結果では，曲げ降伏強度M_Yとの比M_F/M_Yは0.81～0.86 となっている。

表-5.4　初期降伏強度M_Fおよび終局強度M_U

	実験値		計算値 注)		M_F/M_Y	M_U/M_Y	M_U/M_Y^*
	M_F	M_U	M_Y	M_Y^*			
CASE1	262.9	315.0	322.9	261.6	0.814	0.976	1.204
CASE2	279.2	321.9	324.1	261.6	0.861	0.993	1.231
CASE3	269.7	324.2	324.0	261.6	0.832	1.001	1.239

注）M_Y ：断面は実測寸法，降伏応力度は引張試験値[σ_y=4396kgf/cm²]を用いて算出した曲げ降伏強度(tf•m)
M_Y^*：断面は設計寸法，降伏応力度は公称値[σ_y^*=3600kgf/cm²]を用いて算出した曲げ降伏強度(tf•m)

終局強度M_Uについて，継手パネルのアスペクト比が異なるCASE1とCASE2とを比較すると，アスペクト比の小さいCASE2の方が終局強度が大きかった。このことより，終局強度に及ぼすアスペクト比の効果が確認された。また，アスペクト比が同じで，腹板の添接板の構造が異なるCASE1とCASE3とを比較すると，垂直リブ付き添接板を用いたCASE3の方が大きかった。このことより，垂直リブ付き添接板の採用により終局強度が高まることが確認された。

次に曲げ降伏強度M_Yとの比較について，CASE1は水平補剛材を省略すると曲げ降伏強度が確保されないケースであり，M_U/M_Yは0.976で2.4%の低下であった。一方，文献９）での数値解析結果によるM_U/M_Yの推定値は0.959で4.1%の低下である。したがって，実験における耐荷力の低下の程度は数値解析による推定値より小さい。これは，主に初期たわみの形状の違いによるものと思われる。CASE2は水平補剛材を省略しても曲げ降伏強度が確保されるケースである。この場合，強度が若干低くなったが，M_U/M_Yは0.993で曲げ降伏強度をほぼ確保していた。また，CASE3は垂直リブ付き添接板を用いることにより曲げ降伏強度が十分確保されるものとしていたが，M_U/M_Yは1.001であった。つまり，終局強度は曲げ降伏強度とほぼ一致し，曲げ降伏強度を十分上回るということはなかった。いずれのケースについてもボルト継手部強度の設定条件すなわち水平補剛材の有無による終局強度と曲げ降伏強度との関係をほぼ満たしてはいたが，アスペクト比や垂直リブの真の効果を明確にすることはできなかった。その理由としては，腹板の添接板上端と上フランジ（圧縮フランジ）とのすきま部において局部座屈が発生し，その結果として，終局強度がこの局部座屈によって支配されることになったためと考える。すきまの影響に関するパラメータとしては“すきま高さ／腹板厚”が考えられるが，実橋の構造においては概ね 60/9＝6.7 である。本供試体においては 52/6＝8.7 であり，このすきまは実橋の構造に比べて大きめであった。すきまの影響については，５．５節で解析によってすきまの高さを変化させた場合の挙動を数値シミュレーションで検討することとした。

5．4．4　継手パネルの面外たわみ

最大荷重とその前後の荷重レベルにおける継手パネルの腹板および上フランジの面外たわみを図-5.6に示す。その結果について以下に述べる。

（１）CASE1

腹板の面外たわみは，最大荷重に達するまではあまり顕著に現れていない。そして，そのたわみモードは腹板の添接板部が継手線位置の鉛直軸回りに回転する１次の逆対称モードとなっている。また，上フランジの鉛直たわみはフランジ面にほとんど平行である。最大荷重時には，腹板の面外たわみが顕著に現れ，添接板部が大きく回転している。そして，上フランジの添接板部が傾き始めている。最大荷重に達した後，上フランジの添接板部が大きく傾いている。その回転変形によって腹板の添接板上端と上フランジとの間のすきま部において局部的な板曲げ変形が生じている。そのため，腹板の面外たわみが急激に大きくなり，その結果，１次の対称モードに近づいている。

継手線位置における腹板の面外たわみが最も大きくなったのは，腹板高の中心付近であった。

（２）CASE2

腹板の面外たわみはCASE1とは異なり，垂直補剛材を節とした１次の対称モードの波形で発生している。そのため，継手線位置の面外たわみはCASE1に比べて大きい。最大荷重に近づくにつれて腹板の変形が増大したが，腹板の添接板部以外の無補剛部分は，アスペクト比が小さいため面外たわみはわずかである。しかし，最大荷重に達した後の面外たわみの増加は，CASE1に比べて急激ではない。

上フランジについては，最大荷重に達するまでは回転することなく鉛直方向に変位している。そして，最大荷重に達した後は添接板部がわずかに傾いたが，CASE1ほど顕著ではない。

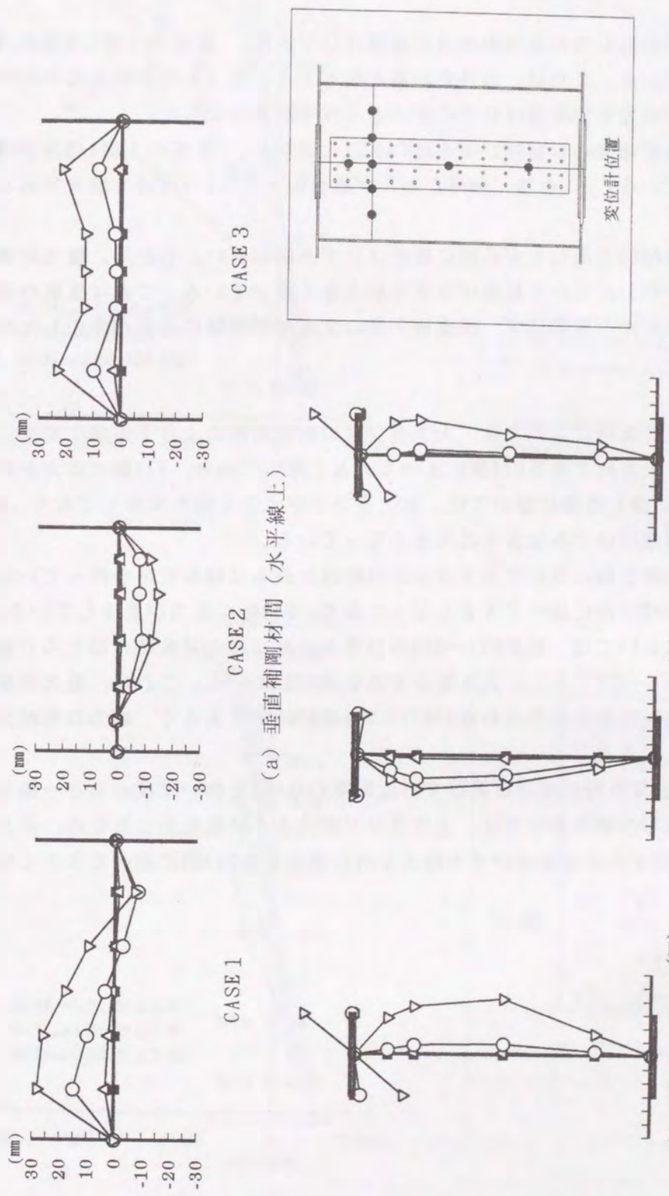
継手線位置における腹板の面外たわみが最も大きくなったのは，腹板高の上から1/4付近であった。

（３）CASE3

最大荷重に達するまでは，腹板の面外たわみはあまり顕著に現れていない。上フランジの鉛直変位は，CASE1およびCASE2と同様にフランジ面にほとんど平行である。最大荷重時には，腹板の面外たわみは添接板部以外の無補剛部分で顕著に現れ，添接板部では小さい。このことより，腹板の変形に対する垂直リブの効果が現れているといえる。最大荷重に達した後はCASE1と同様に，上フランジの添接板部が大きく傾き，その回転変形によって腹板の添接板部のすきま部において局部的な板曲げ変形が生じている。そのため，腹板の添接板部も面外たわみが大きくなっている。

継手線位置における腹板の面外たわみが最も大きくなったのは，CASE2と同様に腹板高の上から1/4付近であった。

CASE3のこのような結果について次のように考えられる。腹板の添接板部は補剛されてはいるが，添接板上端部と上フランジとの間のすきま部は母材のみである。したがって，このすきま部と添接板部の剛性が極端に異なり，すきま部に面外変形の影響が集中することになる。そのため，すきま部に局部的な板曲げ変形が生じ，腹板の面外たわみが添接板部を含め急激に大きくなったと考えられる。



(a) 垂直補剛材間（水平線上）

(b) 継手線位置（鉛直線上）

注）符号は補剛材取り付け面の反対方向を＋とする。

図-5.6 腹板および圧縮フランジの面外たわみ

5．4．5　継手パネルのひずみ

最大荷重およびその前後の荷重レベルにおけるひずみの結果を，腹板は図-5.7に，上フランジは図-5.8に示す。これらについて以下に述べる。

（1）腹板

CASE1の場合，添接板部以外の無補剛部分の板曲げひずみは，腹板の上側2/3部分(W11～W17)が大きくなっている。これは，面外たわみが最も大きくなったのが腹板高さの中心付近であり，かなり下の方まで板曲げひずみが大きくなる結果となった。

CASE2の場合，無補剛部分の板曲げひずみはCASE1と異なり，腹板の上側1/3部分(W11～W14)が大きくなっている。これは，面外たわみが腹板の上から1/4付近で最大であることによる。

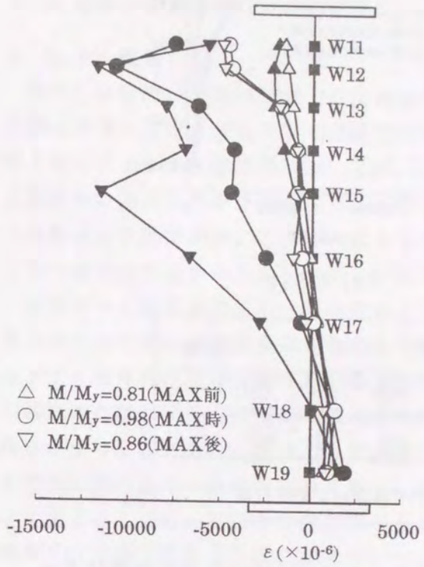
CASE3の場合，他のCASEと異なり全体的に板曲げひずみは小さい。しかし，最大荷重時には腹板の上部(W11～W12)において板曲げひずみが大きくなっている。これは腹板の垂直リブ付き添接板部がほとんど変形せず，添接板上端のすきま部で特に変形が集中したためである。

（2）上フランジ

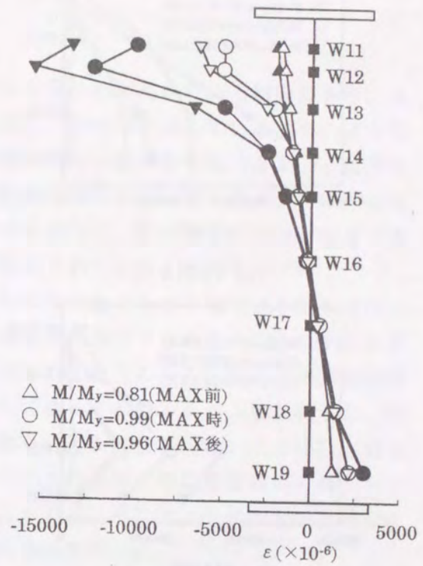
CASE1の場合，最大荷重時においては，上フランジの回転変形により下方向に変位したU11側の膜ひずみが，上方向であるU14側に比べて大きくなっており，U11側に応力が集中している。最大荷重に達した後においては，上フランジが大きく回転変形しており，U11側の膜ひずみおよび板曲げひずみはさらに大きくなっている。

CASE2の場合，最大荷重時において上フランジの鉛直たわみは回転変形を伴っていないが，膜ひずみはU14側がU11側に比べて大きくなっており，U14側に応力が集中している。最大荷重に達した後においては，位置U11～U14のひずみ分布は最大荷重時とほとんど変わっていないが，位置U31～U34でさらに大きなひずみが発生している。これは，最大荷重に達した後，U31～U34側の腹板の面外たわみがU11～U14側に比べて大きく，応力の再配分の差によるものであると考える。

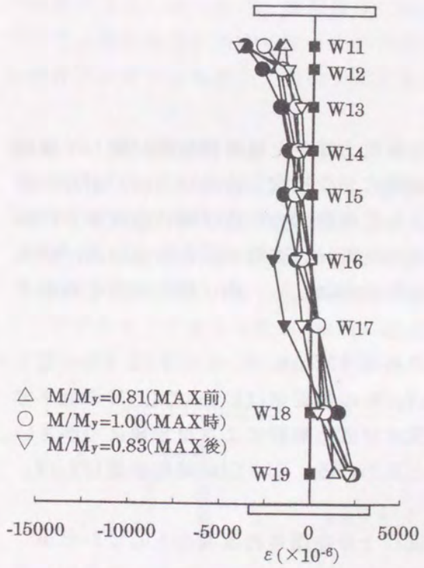
CASE3の場合，最大荷重時における膜ひずみは局部的なU12を除いてほとんど一様分布である。最大荷重に達した後においては，上フランジが大きく回転変形したため，下方向に変位したU11側の膜ひずみと板曲げひずみは上方向に変位したU14側に比べて大きくなっている。



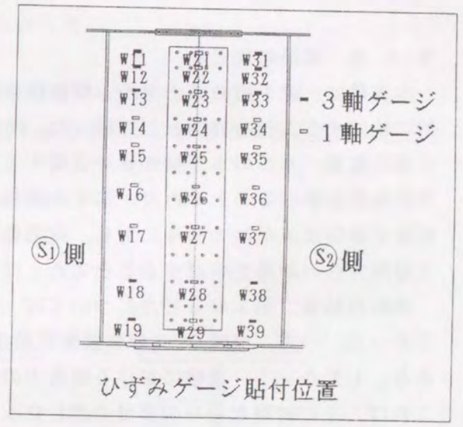
（a）CASE 1



（b）CASE 2



（c）CASE 3



注）白抜き：腹板の両面の平均ひずみ
　　黒塗り：補剛材取付け面側のひずみ

図-5.7　腹板のひずみ

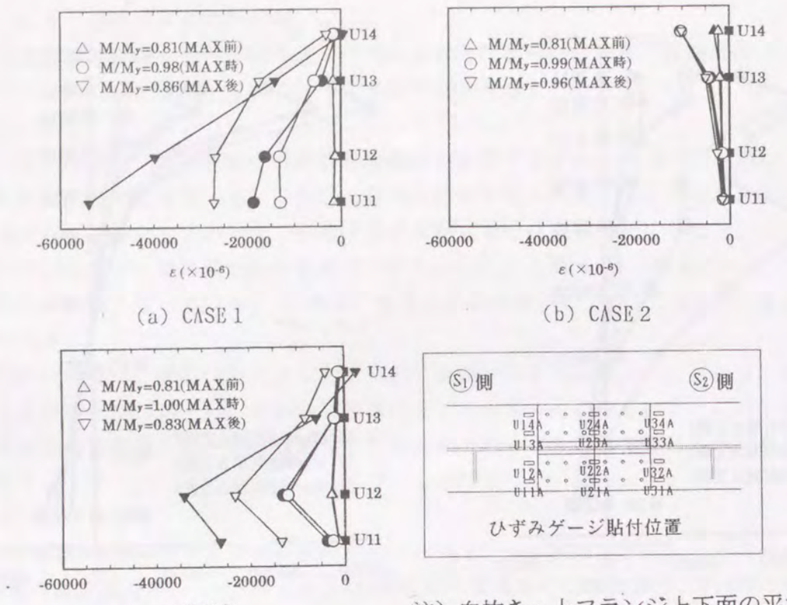


図-5.8　上フランジのひずみ

5．4．6　実験のまとめ

本実験は，鋼Ｉ桁の高力ボルト摩擦接合継手部の耐荷力特性と補剛構造法に関して実験的に検討することを目的として行った。そして，実験における第１の着目点は，ボルト継手部の腹板パネルの水平補剛材を省略することによる桁の耐荷力の曲げ降伏強度からの低下の程度を調べることであり，第２の着目点は，水平補剛材を省略すると断面の曲げ降伏強度を確保できないモデルに対し，腹板のたわみ変形を抑制して，曲げ降伏強度を確保する補剛方法の効果を確認することであった。

実験の結果，第１の着目点については，CASE1の終局強度はM_U/M_Y=0.976で2.4%の低下であった。一方，文献９)での数値解析結果によるM_U/M_Yの推定値は0.959で4.1%の低下である。したがって，実験における耐荷力の低下の程度は数値解析による推定値より小さい。これは，主に初期たわみの形状の違いによるものと思われる。CASE2の終局強度はM_U/M_Y=0.993で曲げ降伏強度をほぼ確保している。

第２の着目点については，CASE3で曲げ降伏強度が十分確保されるものとしていたが，終局強度はM_U/M_Y=1.001で曲げ降伏強度とほぼ一致していた。これは，腹板の添接板上端と上フランジとのすきま部において局部座屈が発生し，そのため終局強度が曲げ降伏強度を十分上回ることができなかった。しかし，CASE1との比較により腹板の板たわみ，特に腹板の添接板部の板たわみはかなり抑制されることがわかった。

5．5　補剛添接板の構造詳細の影響

5．5．1　概要

現在，比較的長支間の桁橋では腹板幅厚比の大きな鋼Ｉ桁が用いられる傾向にあり，道路橋示方書の規定よりも多い水平補剛材段数を使用している例が増えている。そのような鋼Ｉ桁の高力ボルト継手部においては，水平補剛材１段ないし２段を用いる場合とは異なる補剛材の処理方法が必要となる。そのため，腹板幅厚比の大きい継手部において，耐荷力の観点から効果が弱いと考えられる水平補剛材のかわりに，製作および架設が容易でなおかつ耐荷力の面からも優位な新しい補剛構造が検討されている。

高力ボルト継手部の新しい補剛形式として，腹板の添接板にも水平補剛材を取り付け，継手パネルにおいて添接板部を含め水平補剛材の連続性を確保する方法や，あらかじめ垂直リブを取り付けた添接板を用いる方法などが考えられる。このうち，前者の水平補剛材の連続性に着目する方法はあらゆる板たわみに対して極めて有効であると思われるが，製作がかなり繁雑である。一方，後者の垂直リブを取り付けた添接板を用いる方法は，前者の方法に比べ製作が比較的容易である。また，継手パネル全体，特に添接板部の板たわみを抑制すると共に，耐荷力を向上させる形式と考えられる。そこで，この腹板の添接板に垂直リブを取り付ける方法(CASE3)について実験的検証を行った。

CASE3の実験の結果，垂直リブが付いていないモデル(CASE1)に比べると，腹板の板たわみ，特に腹板の添接板部の板たわみはかなり抑制されることは確認できた。しかし，５．４．３項でも述べたように，腹板の添接板上端と上フランジとのすきま部で局部的な板曲げ変形が発生したために，終局強度に対する効果の程度を明確にすることはできなかった。そこで，終局強度に対するすきま部の影響を検討するため，立体薄板構造の弾塑性有限変位解析プログラムを用いて耐荷力解析を行うこととした。

5．5．2　解析方法

実験供試体の全ケースについて，腹板の添接板上端と上フランジとのすきまに関し，以下の３つのモデルを対象とする(図-5.9)。

モデル１：供試体にあるすきま高さを考慮

モデル２：供試体にあるすきま高さの1/2を考慮

モデル３：すきまを無視(腹板の添接板上端を上フランジにまで伸ばす)

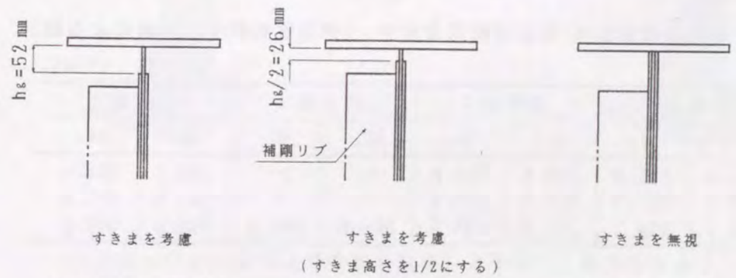


図-5.9　腹板添接部のすきまの検討モデル

ただし，モデル２の解析はCASE3についてのみ行った。

解析方法については６章に詳述しているが，その概略は以下のとおりである。

①解析モデルは垂直補剛材間の継手パネルを対象とし，腹板およびフランジは添接板の板厚を考慮した変厚板とする。

②初期不整として腹板およびフランジの初期たわみを考慮する。

③荷重は継手パネルの両側端において強制回転角を与え，純曲げ状態とする。

④腹板およびフランジの添接板についてはその協力幅を考慮する。

5．5．3　解析結果および考察

（１）終局強度

すきまを考慮した解析モデル１および２と考慮しない解析モデル３の初期降伏強度M_Fおよび終局強度M_Uの解析結果を表-5.5に示す。すきまを考慮したモデルの終局強度について，すきまを考慮しないモデルに対する比率はCASE1で0.991，CASE2で1.001，CASE3で0.975である。つまり，CASE1ではすきまを考慮することにより終局強度が0.9%低下している。CASE2ではすきまの有無による終局強度の差はほとんど見られない。しかし，CASE3ではすきまを考慮することにより終局強度が約2.5%低下しており，CASE1およびCASE2に比べその低下は若干大きい。また，このすきまが1/2である解析モデル２の終局強度の低下は1.4%で，すきまを考慮したモデルと考慮しないモデルのほぼ中間となっている。

解析値１と実験値との比較について，CASE1およびCASE2では実験値に比べ解析値が小さくなっている。そして，CASE3は逆に，実験値に比べ解析値が大きくなっている。このことは解析モデルにおける腹板の添接板の協力幅[9]の差によるものと思われる。つまり，添接板の協力幅は，CASE1およびCASE2では縁端距離の1/2の縁端部分を除いた範囲を仮定している。一方，CASE3では，腹板の添接板には垂直リブが取り付いてあり，この垂直リブおよびこの部分の添接板も一体となって面内力と板曲げに抵抗すると考え，腹板の添接板の協力幅は全幅と仮定して解析を行った。その結果，CASE3の終局強度については実験値に比べ解析値１が高めになる結果となった。

（２）崩壊モード

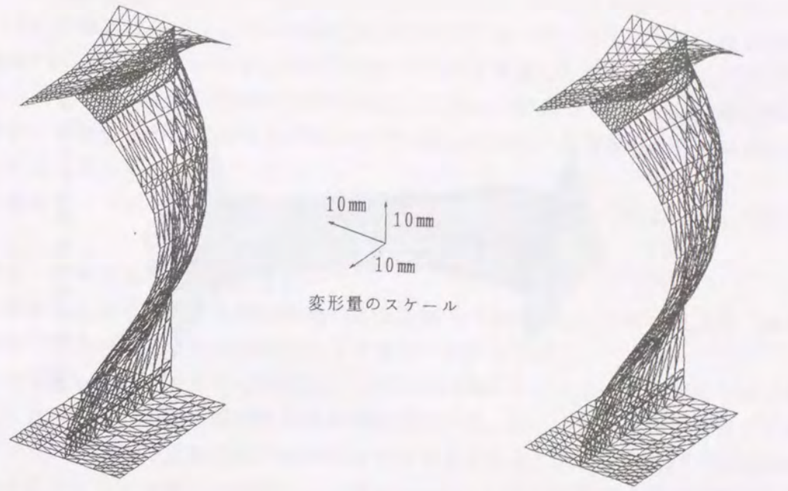
解析モデルの崩壊モードについてCASE1を図-5.10，CASE2を図-5.11，CASE3を図-5.12に示す。CASE1およびCASE2ではすきまの有無による差はほとんどない。CASE1の場合は

表-5.5　初期降伏強度M_Fおよび終局強度M_U〔弾塑性有限変位解析による値〕

（単位：tf•m）

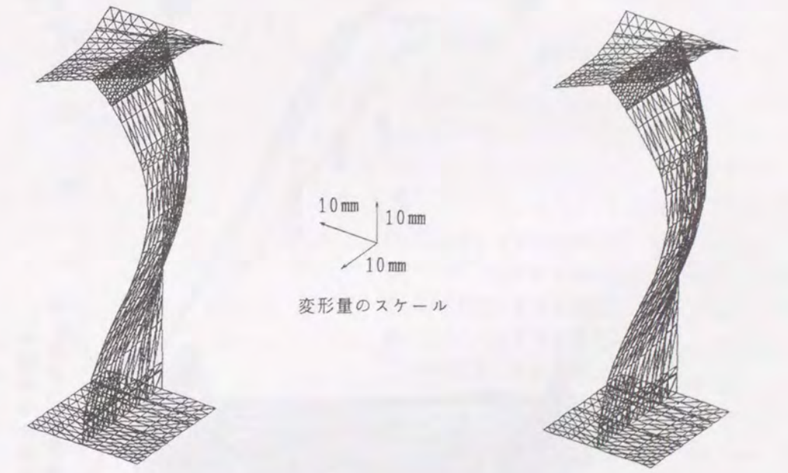
	実験値		解析値１		解析値２		解析値３	
	M_F	M_U	M_F	M_U	M_F	M_U	M_F	M_U
CASE1	262.9	315.0	239.9	302.8	—	—	242.1	305.4
CASE2	279.2	321.9	237.1	317.8	—	—	241.5	317.6
CASE3	269.7	324.2	291.8	338.6	305.8	342.4	296.8	347.4

注）解析値１：すきまを考慮したモデル（供試体のすきま高さ）
解析値２：すきまを考慮したモデル（供試体のすきま高さの1/2）
解析値３：すきまを無視したモデル



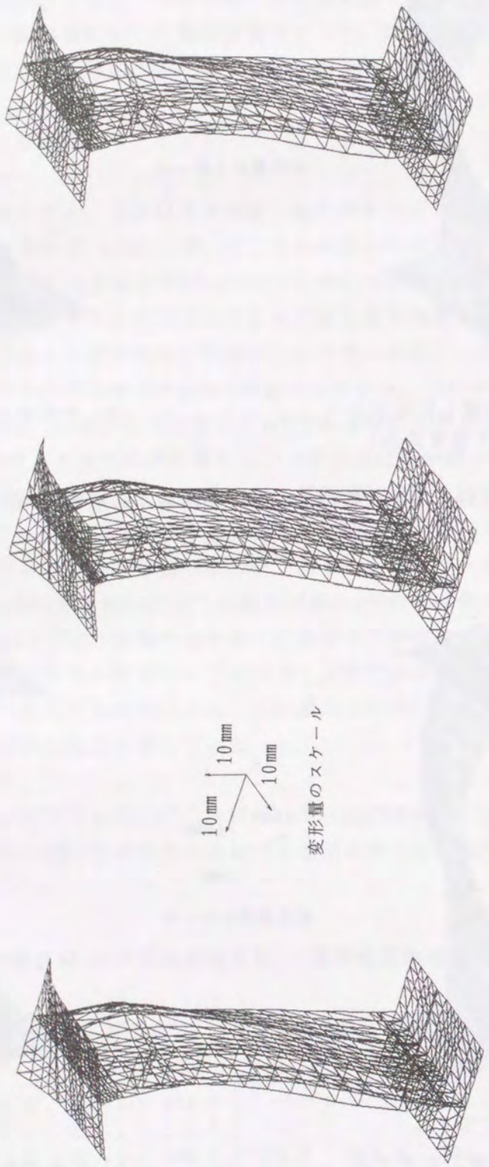
（a）すきまを考慮したモデル（供試体のすきま高さ）　　（b）すきまを無視したモデル

図-5.10　終局状態における継手パネルの崩壊モード（CASE１）



（a）すきまを考慮したモデル（供試体のすきま高さ）　　（b）すきまを無視したモデル

図-5.11　終局状態における継手パネルの崩壊モード（CASE２）



(a) すきまを考慮したモデル
（供試体のすきま高さ）

(b) すきまを考慮したモデル
（供試体のすきま高さの1/2）

(c) すきまを無視したモデル

図-5.12　終局状態における継手パネルの崩壊モード（CASE３）

上フランジの添接板部が大きく回転変形し，腹板においては中央部が最も大きく変形している。CASE2の場合は上フランジの回転変形はCASE1に比べて小さく，また，腹板中央部の変形量もCASE1に比べて小さい。CASE3ではすきまを考慮した場合は無視した場合に比べ，上フランジの添接板部の回転変形が大きい。しかし，腹板については，添接板部の変形はすきまの有無に係わらずかなり抑制されている。そして，添接板部以外の無補剛部分の変形が顕著となっている。

以上の崩壊モードは実験結果と同様であり，これらの解析が正しく行われたものと考えられる。

（３）荷重－強制回転角

耐荷力解析における荷重－強制回転角の結果を図-5.13に示す。この結果より，終局強度以降の除荷域の勾配の傾向がCASEによって異なっている。

すきまを考慮しないモデルについては，いずれのCASEにおいても，終局強度以降は荷重がほとんど低下することなく強制回転角が増加している。そして，すきまを考慮したモデルについては，CASE1では除荷域の勾配がわずかに見られる。また，CASE2では終局強度以降におけるすきまの有無の差はほとんど見られない。CASE3ではすきま部に腹板の変形

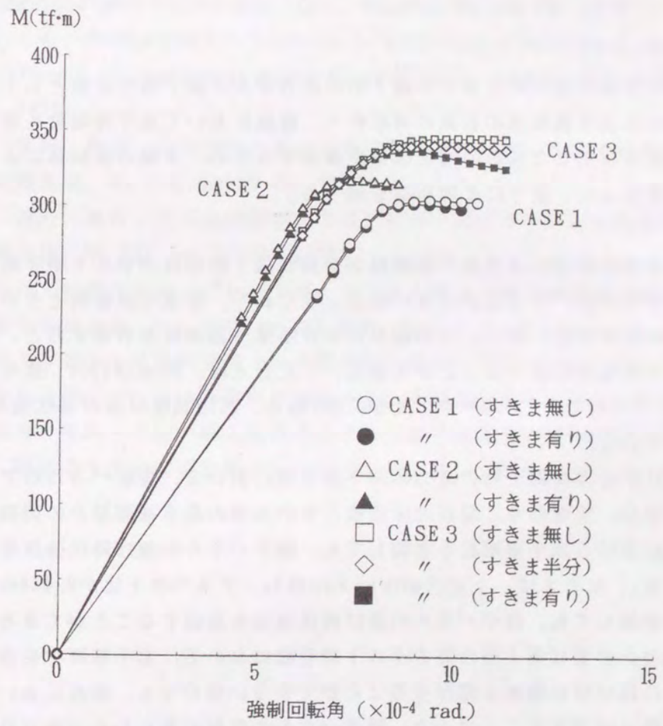


図-5.13　荷重－強制回転角

が集中して局部的な板曲げが生じ，除荷域の勾配がすきま量とともに大きくなっている。これらの結果より，現場継手部に対して変形能を確保する必要がある場合，CASE1およびCASE2ではすきまの影響はほとんど小さいが，CASE3ではすきまの影響を考慮する必要があるものと考えられる。すきまの影響に関するパラメータとしては“すきま高さ/腹板厚”が考えられるが，実橋においては概ね 60/9＝6.7 であり，本供試体においては52/6＝8.7である。したがって，実橋の構造におけるすきまの影響は，本解析結果に比べて小さいものと思われる。

5．5．4　まとめ

終局強度および終局強度以降の挙動に及ぼすすきまの影響について，CASE1およびCASE2のように腹板の添接板が一般的な形状である場合，腹板の添接板上端と上フランジとのすきまの有無の差はほとんどないと思われる。しかし，CASE3のように腹板に垂直リブ付き添接板を用いる場合，このすきま部に腹板の変形が集中するために，すきま高さが大きいとこの部分で局部的な板曲げ変形が発生し，終局強度が低下する可能性がある。したがって，垂直リブ付き添接板による継手部の補剛方法については，このすきま高さに注意する必要があり，腹板の添接板はできるだけフランジまで伸ばすことが望ましい。

5．6 結論

本章では，水平補剛材２段を有する鋼Ｉ桁の高力ボルト継手部を対象として，継手部腹板パネルにおける水平補剛材の省略の可能性と，腹板において水平補剛材を省略して垂直リブ付き添接板を採用した場合の補剛効果を検証するため，３種の供試体による実験および耐荷力解析を行った。以下にその結論を述べる。

①道路橋示方書の規定により水平補剛材が必要な鋼Ｉ桁の高力ボルト継手部において，腹板パネルのアスペクト比が大きい場合，すなわち，腹板の添接板とその近傍の垂直補剛材との間隔が広い場合，この部分における水平補剛材を省略すると，継手パネルの曲げ降伏強度を確保することができない。たとえば，鋼種SM490Y，腹板の幅厚比が225のケースに対し，アスペクト比が0.6の場合，終局強度は曲げ降伏強度に対し2.4％の低下である。

②水平補剛材が必要な鋼Ｉ桁の高力ボルト継手部において，腹板パネルのアスペクト比が小さい場合，すなわち，腹板の添接板とその近傍の垂直補剛材との間隔が狭い場合，この部分における水平補剛材を省略しても，継手パネルの曲げ降伏強度を確保することができる。 たとえば，上記①のケースに対し，アスペクト比が0.444の場合，水平補　剛材を省略しても，継手パネルの曲げ降伏強度を確保することができる。

③水平補剛材が必要な鋼Ｉ桁の高力ボルト継手部において，水平補剛材を省略すると継手パネルの曲げ降伏強度を確保することができない場合でも，腹板において垂直リブ付き添接板を採用することにより，継手パネルの腹板の板たわみがかなり抑制され，補剛効果が顕著になる。そのため継手パネルの曲げ降伏強度を確保することができる。

④腹板において垂直リブ付き添接板による補剛方法は終局強度を高める効果があるが，

添接板端部と圧縮フランジとのすきまが終局強度および変形性能に影響を及ぼすことがある。つまり，すきま高さが大きい場合，このすきま部で局部的な板曲げ変形が発生し，終局強度が低下したり，終局強度以降の荷重－変位曲線の勾配が増大する可能性がある。したがって，このすきま高さをできるだけ小さくするなどの注意が必要である。

参考文献

1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，1990.
2) Cooper,P.B., D'Apice,M.A.：Static Bending Tests on Longitudinally Stiffened Plate Girders, Fritz Eng. Lab., Report, No.304-5, 1965.
3) Cooper,P.B.：Strength of Longitudinally Stiffened Plate Girders, Proc. ASCE, Vol.93, ST2, 1967.
4) Rockey,K.C., Skaloud,M., Owen,D.R.J.：Behaviour of Longitudinally Reinforced Plate Girders, Publ, IABSE, 8th Congress, 1968.
5) Ostapenko,A., Chern,C.：Strength of Longitudinally Stiffened Plate Girders under Combined Load, Fritz Eng. Lab., Report, No.328-10, 1970.
6) Schueller,W., Ostapenko,A.：Tests on a Transversely Stiffened and Longitudinally Stiffened Unsymmetrical Plate Girder, Bull. Welding Research Council, No.156, 1970.
7) 長谷川・西野・奥村：水平補剛材を有するプレートガーダーの曲げ耐荷力実験，土木学会論文報告集，No.234，pp.33-44，1975.
8) 長谷川・西野・奥村：水平補剛材を有するプレートガーダーのせん断耐荷力，土木学会論文報告集，No.235，pp.13-28，1975.
9) 秋山・西村・松村・大塚：プレートガーダー高力ボルト継手部腹板の補剛方法の合理化，構造工学論文集，Vol.40A，pp.317-329，1994.3.
10) 大阪大学工学部土木構造研究室・日本橋梁建設協会：プレートガーダーの高力ボルト摩擦接合現場継手部における腹板の補剛方法の合理化に関する研究,OUCS9305,1993.3.
11) 秋山・西村・亀井・大松：鋼Ｉ桁の高力ボルト継手部腹板の補剛構造の合理化に関する実験，鋼構造年次論文報告集，Vol.2，pp.179-186，1994.11

第６章　鋼Ｉ桁高力ボルト継手部の補剛法の合理化

６．１ 概説

現在，中小スパン橋梁における鋼橋の競争力強化を目指して，積算体系，設計法の合理化や製作の自動化・省力化を可能とする構造詳細の検討など多方面にわたる調査研究が行われている。このような合理化の一環として，鋼Ｉ桁橋の高力ボルト摩擦接合継手部の腹板における局部座屈防止のための補剛構造の合理化についても検討の必要があると思われる。

現在建設されている中小スパンの鋼Ｉ桁橋の腹板には水平補剛材１段または２段を配置した場合が多い。また，現場継手は，一般的に高力ボルト摩擦接合が用いられている。この高力ボルト継手を有する腹板パネルにおいては，図-6.1に示すように水平補剛材は分割され，添接板部以外の部分に配置される。したがって，添接板と隣接の垂直補剛材との間隔が狭い場合，水平補剛材は短くなり，桁の耐荷力の観点からほとんど効果がなく，水平補剛材は省略し得ると考えられる。したがって，この水平補剛材の省略が可能な断面パラメータの範囲を検討することは，製作の省力化につながるものと考えられる。本章では，Ｉ桁の高力ボルト継手を有する腹板パネルにおいて，水平補剛材を省略し得る断面パラメータの範囲を明らかにすることを第１の検討課題としている（図-6.2）。

また，都市高速道路の臨海部などでは，比較的長支間の桁橋が建設されているが，それらの腹板の幅厚比は大きく，道路橋示方書[1]に規定されている２段よりも多い水平補剛材段数の使用例も多い。このような場合の高力ボルト継手部における水平補剛材の処理は，補剛材段数が１段や２段の場合に慣用的に行われているものとは異なり，水平補剛材の連続性を確保するか，または，他の補剛構造を採用する必要がある。そこで，製作および架

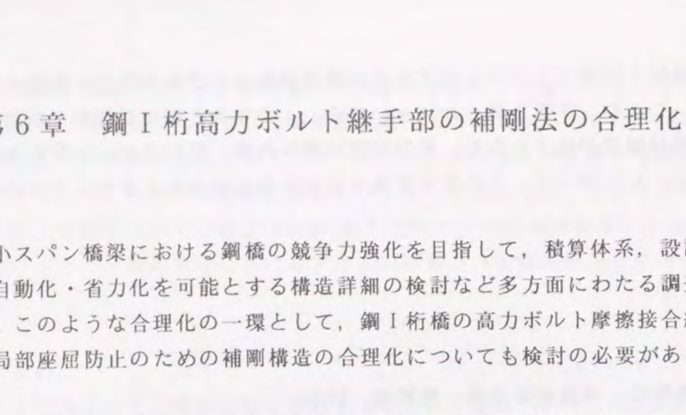
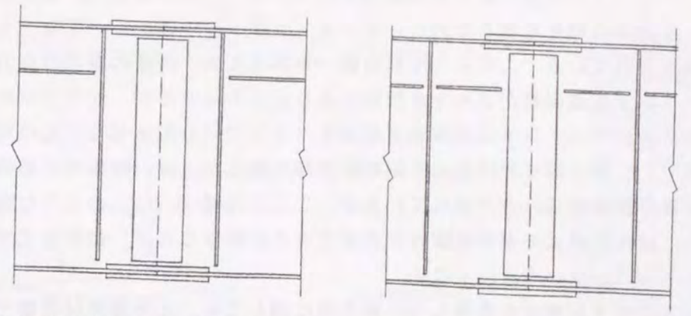


図-6.1　鋼Ｉ桁の高力ボルト継手部の構造例
（水平補剛材１段の場合）



（a）垂直補剛材間隔が狭い場合　　（b）垂直補剛材間隔が広い場合

図-6.2　簡易形式の継手部の腹板構造

設が容易な構造法を考案することを第２の検討課題としている。

水平補剛材を有する鋼Ｉ桁の耐荷力はCooper[2),3)]，Rockey[4)]，Ostapenko[5),6)]，長谷川・西野・奥村[7),8)]らによって検討されてきた。しかし，高力ボルト継手部のように添接板や水平補剛材が輻輳した構造の耐荷力に関する実験的研究あるいは理論的研究はほとんど見当たらない。今日ではコンピューター機器の発達と有限要素法による立体薄板構造の弾塑性有限変位解析法の開発とによって，多少複雑でも薄板集成部材の終局強度評価が簡単に行われるようになってきている。上記の検討課題は，主として立体薄板構造の弾塑性有限変位解析プログラム(NAPLAT)を用いた耐荷力の数値シミュレーションにより検討を行う。

鋼Ｉ桁の高力ボルト継手は，せん断力が支配的となる端支点付近に設けられることは少なく，曲げが支配的な箇所または曲げとせん断の共存する領域に設けられるのが一般的である。腹板の耐荷力に対する曲げモーメントとせん断力の相互作用は比較的僅少であることが知られていること，また，ここで対象としている継手部の添接板と重なっていない部分の板パネル（図-6.1において，パネル高h_w，パネル長a_0）は縦長（$a_0/h_w<<1.0$）となり，そのせん断強度は一般的に高くなることより，ここでは純曲げ状態を対象とする。また，継手に関しては，高力ボルト摩擦接合継手特有の限界状態，すなわち，摩擦面のすべり，ボルト孔の圧壊，引張フランジ純断面の降伏などの問題があるが，これらに関しては検討対象から除外する。

６．２ 解析モデル

６．２．１　構造諸元

鋼Ｉ桁の高力ボルト継手部の補剛法を終局強度の観点から検討するために，以下の構造モデルを対象とした耐荷力解析を行う。構造諸元については実績調査の結果を基にして設定する[9)]。

継手部における腹板の添接は図-6.1のようにフランジ近傍のモーメントプレートと中央

部のシャープレートで構成される形式が標準的である。これに対して，継手部の簡素化による製作・架設の合理化を図るために，モーメントプレートとシャープレートを一体化する形式が検討されている。このような添接板一体形式では，腹板の継手の高力ボルトによる曲げモーメント伝達容量がボルト本数減により若干不足するが，フランジに余力がある場合，腹板の曲げモーメント伝達容量不足分をフランジに分担させることの可能性が指摘されている[10]。継手部における水平補剛材省略の観点からは，腹板の圧縮領域をより広く添接板で覆う標準形式の方が優れているが，ここでは図-6.2(a) のような簡素化形式を対象とする。簡素化形式で水平補剛材が省略できる桁断面ならば，標準形式でも水平補剛材を省略できることはいうまでもない。

また，通常の水平補剛材を省略しない継手部に関しても，水平補剛材省略モデルの強度との比較を行うための解析を行う。この場合，水平補剛材と添接板および垂直補剛材との間のすきまを30mmとし，水平補剛材の両端は45°にカットした台形状とする。継手部の腹板とフランジは添接板の板厚を考慮した変厚板とする。これら継手部の解析モデルは図-6.3で，力学パラメータは表-6.1とする。

鋼材の材料特性は以下のとおりとする。

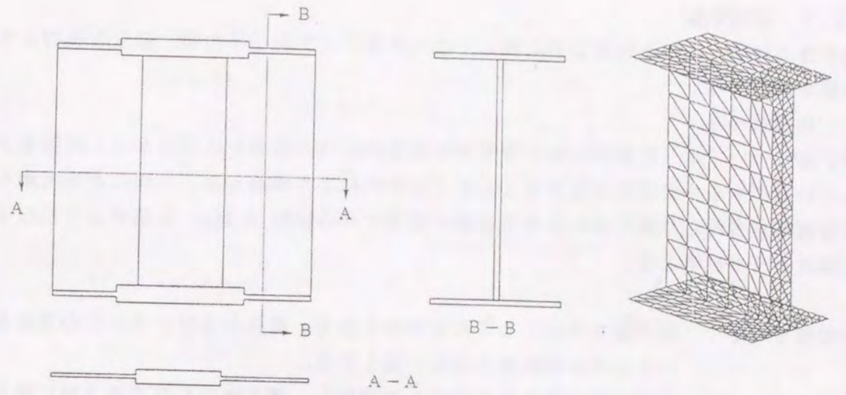
弾性係数　E ＝2.1×10^6 kgf/cm²
降伏応力度　σ_y＝3600 kgf/cm²　（鋼種 SM490Y）
　　σ_y＝2400 kgf/cm²　（鋼種 SS400 ）

そして，すべての鋼材は完全弾塑性体を仮定し，降伏は面内せん断応力も含めた相当応力で判定する。

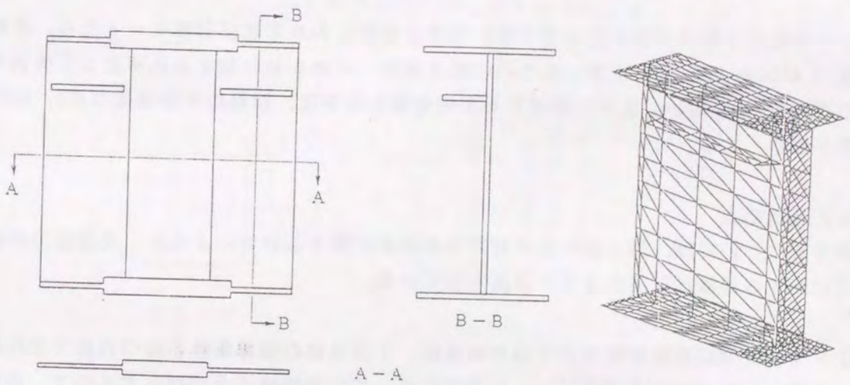
表-6.1　解析モデルの構造諸元

解析モデル番号	①	②	③	④
水平補剛材の段数　（段）	水平補剛材を省略		1	2
鋼　　種	SS400	SM490Y	SS400	SM490Y
腹板厚　t_w(mm)	9	10	9	10
腹板添接板厚　t_s(mm)	9	9	9	9
腹板幅厚比　h_w/t_w	180～256 注）	160～240	256 注）	260
アスペクト比　$\alpha=a/h_w$	0.4～1.0	0.4～1 .0	1.0	0.4
断面積比　A_w/A_f	1.5，2.0	2.0	2.0	2.0
板厚比　$(t_w+2t_s)/t_w$	3.0	2.8	3.0	2.8
備　　考	図-6.3（a）		図-6.3（b）	図-6.3（c）

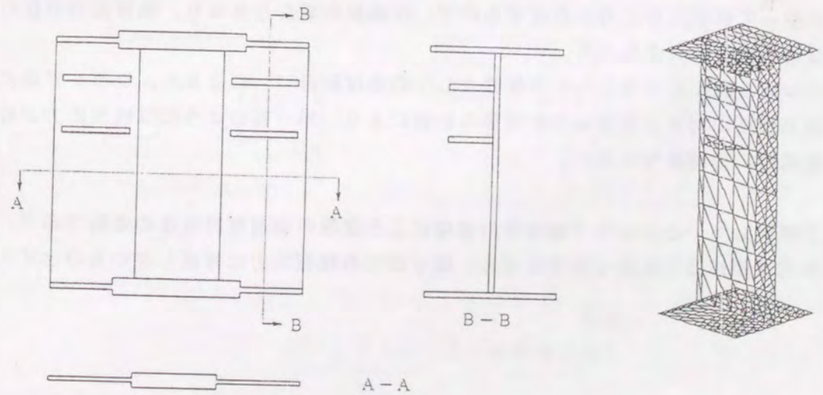
注）鋼種SS400 で水平補剛材１段の場合の道路橋示方書の制限値



（a）モデル①，②（水平補剛材省略）



（b）モデル③（水平補剛材１段）



（c）モデル④（水平補剛材２段）

図-6.3　解析モデルの要素分割

6．2．2　初期不整

継手部の初期たわみと残留応力に関しては，実測データがないため，以下の検討より初期不整を仮定する。

（１）初期たわみ

継手部については，腹板のたわみ変形が添接板部以外の範囲だけではなく，添接板が重なっているパネル中央部にも広がることを予備解析により確認した。このことを考慮して，水平補剛材を省略した継手部における腹板の初期たわみは図-6.4(a) に示すように以下の２種類のモードを考える。

①対称モード　：継手線を中心として左右対称である。腹板およびフランジの添接板部のたわみは部材軸方向に一定とする。

②逆対称モード：添接板部が継手線を軸にして回転し，継手線の左右で逆方向に面外たわみが現れる。

水平補剛材１段および２段の継手部に対する初期たわみ形状は対称モードとし，それぞれ図-6.4(b)および(c)に示す。たわみの最大値は，パネル長に対する比率として実測データの平均値[11]を用い，また，部材としての初期たわみは，同様に平均値相当のa/1826 の正弦半波形とする[11]。

（２）残留応力

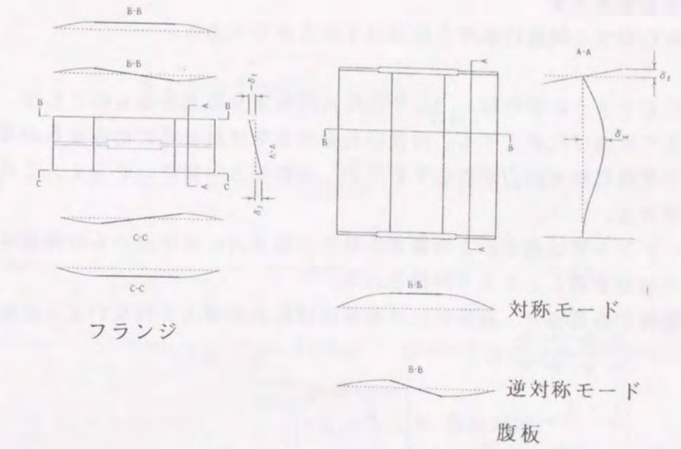
継手部については，鋼Ｉ桁の曲げ耐荷力の解析に関する研究によると，残留応力の終局強度に対する影響は以下のように評価されている。

①フランジの局部座屈強度は３辺単純支持，１辺自由の境界条件を持つ自由突出圧縮板を用いて検討されている[12]。自由辺に沿って圧縮残留応力が存在するので，残留応力の存在は終局強度を低下させる効果を与える。

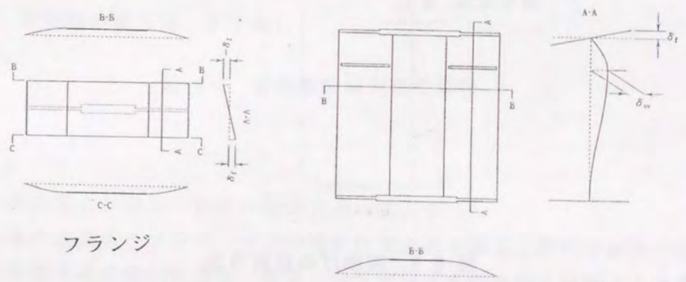
②腹板の曲げ強度は面内純曲げを受ける周辺支持板について検討されている[13]。圧縮縁に沿って引張残留応力が存在するので，圧縮板の場合と異なり，残留応力の存在は強度を高める効果を与える。

③フランジと腹板を結合したＩ形断面としての曲げ解析[14]によると，フランジおよび腹板の強度に対する残留応力の効果の相殺により，単一板のようには残留応力が局部座屈強度に影響を与えない。

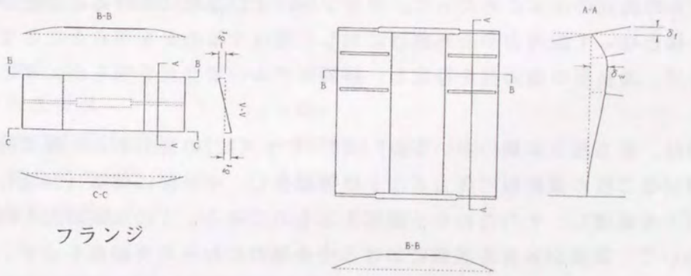
ここで検討しているのは水平補剛材の省略による腹板の局部座屈強度の変動であり，フランジの局部座屈は２次的な影響と考え，継手部での残留応力は考慮しないものとする。



（a）モデル①，②（水平補剛材省略）



（b）モデル③（水平補剛材１段）



（c）モデル④（水平補剛材２段）

図-6.4　解析モデルの初期たわみ

6．2．3　荷重載荷方法

解析モデルに対する純曲げ載荷方法は以下のとおりである。

①図-6.5に示すように載荷辺A－Aは平面保持の仮定が成立するものとして，強制回転角θを与えて純曲げ状態とする。強制回転角のみでは腹板のたわみ変形が増大することにより２次的な軸方向力が発生するため，調整軸方向変位ｕを与え，２次的軸方向力を解消させる。

②作用モーメントＭは載荷辺上の節点の軸方向節点力に基準点からの距離を乗じ，断面について積分することにより計算される。

③水平補剛材がある場合，補剛材には直接曲げ応力が導入されないように配慮する。

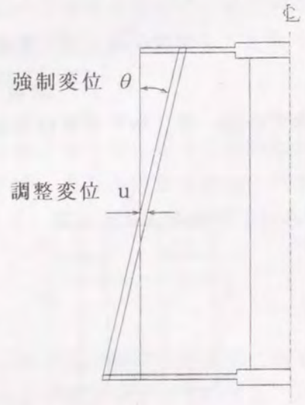


図-6.5　純曲げの載荷方法

6．2．4　解析モデルの妥当性

（１）添接板の協力長

解析モデルの諸元の決定にあたって，フランジおよび腹板における添接板がどの範囲まで母材と一体となって面内力や面外曲げに対して抵抗するのかを明らかにしておく必要がある。そこで，添接板の協力長を特定し，解析モデルの妥当正を明らかにするための実験を行った。

この実験は，最も施工実績の多い等級Ｆ１０Ｔ，サイズＭ22の高力ボルト摩擦接合を再現するため，母材を２枚の添接板で高力ボルト摩擦接合し，中央部に荷重（50kgf,100kgf,150kgf,200kgf）を載荷し，そのたわみを測定するものである。この実験結果を図-6.6に示す。この図において，実線が各荷重状態における中央部のたわみの実験値を示す。また，点線は添接板の協力長が横軸に示す値であると仮定した場合の中央部の弾性計算による値を示している。この図より，添接板の実長320mmに対し，協力長を280mmすなわち添接板端部と外側ボルト列との間のほぼ中央とした場合，計算値が実験値とほぼ等しくなっていることがわかる。したがって，添接板端部の高力ボルト縁端距離の1/2 を除いた長さを添接板の協力長として，解析モデルの添接板部（板厚の厚い部分）の幅とする。

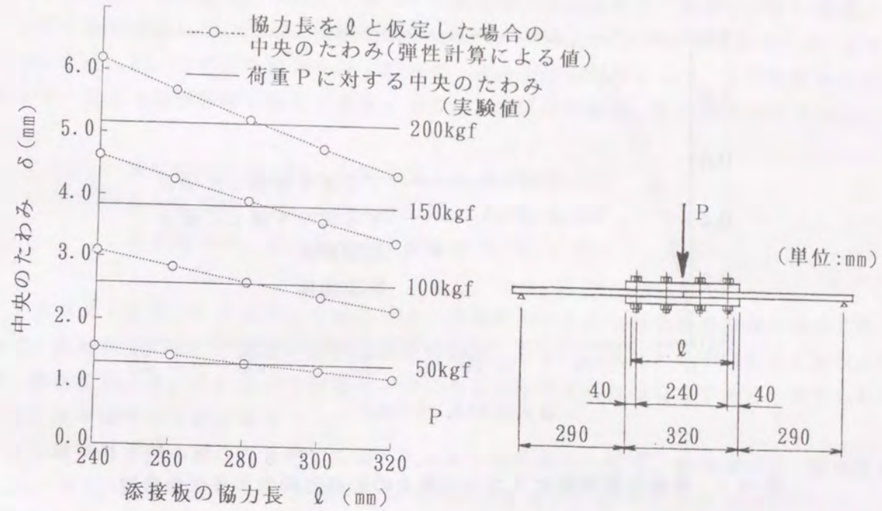


図-6.6　添接板の協力長の検討

（２）腹板の添接板とフランジ面との桁高方向のすきま

一般に，腹板の添接板とフランジ面との間にはすきまがある。解析を厳密に行う場合，このすきまを考慮する必要があるが，数多くの数値解析を効率的に処理するためには，解析モデルにおいてこのすきまを無視する方が望ましい。したがって，このすきまを無視することの妥当性を検討する。ここではすきまを考慮する場合と，これを無視して添接板を含む腹板とフランジとを接合した場合との強度および変形挙動を比較する。２つの解析モデルの諸元は共通で，以下のとおりとする。

腹板高	：	$h_w=2300$mm
腹板板厚	：	$t_w=9$mm
垂直補剛材間隔	：	$a=1380$mm
アスペクト比	：	$\alpha=0.6$
腹板幅厚比	：	$h_w/t_w=256$

また，継手部腹板パネルでは水平補剛材を省略している。

曲げモーメントと曲げの作用面内における桁の最大たわみの関係について，両者の解析結果を図-6.7に示す。ここに縦軸は曲げモーメントと降伏モーメントM_yとの比である。桁たわみはすきまを考慮した方が若干大きくなっているが，最大荷重はほとんど差がない。したがって，すきまを無視した解析モデルを用いることとする。

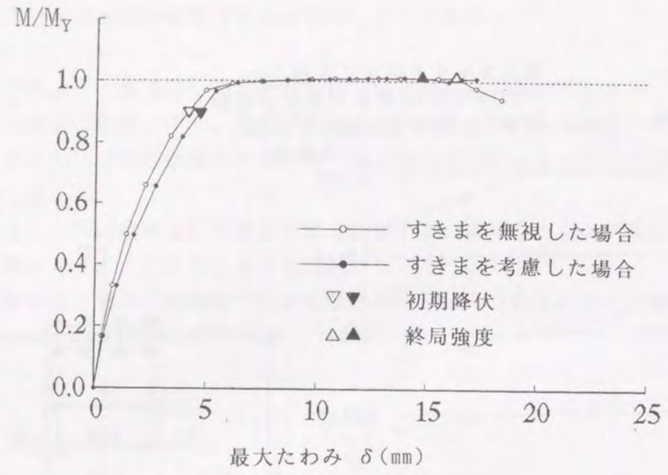


図-6.7　腹板の添接板とフランジ面との桁高方向のすきまの影響

6．3　継手部腹板における水平補剛材省略可能範囲

道路橋示方書では，腹板の限界幅厚比について鋼種別に水平補剛材のない場合，水平補剛材１段の場合，水平補剛材２段の場合の３種類に対して規定されている。この規定を基にし，一般的な鋼種であるSS400 およびSM490Yの場合について，継手部における水平補剛材の省略可能範囲を検討する。

6．3．1　初期たわみのモード

初期たわみとして対称モードと逆対称モードを与えた場合の強度の比較を行った。解析の結果を表-6.2に示す。対称モードより逆対称モードを与えた方が終局強度M_u が高く，アスペクト比αが小さいモデルの方が終局強度の差が大きくなっている。以上より，対称モードの方が逆対称モードよりも強度的に不利なモードであるという結論が得られるので，初期たわみとして対称モードを採用することとする。

表-6.2　初期たわみモードに関する終局強度の比較

	初期たわみ	M_u/M_Y	A_w/A_f	h_w/t_w
$\alpha=0.4$	対称モード	1.019	2.0	256
	逆対称モード	1.082		
$\alpha=1.0$	対称モード	0.972		
	逆対称モード	0.985		

6．3．2　水平補剛材を有する継手部の曲げ強度

（１）水平補剛材１段の場合

水平補剛材１段の場合と省略した場合との継手部の強度比較を，鋼種SS400 ，腹板とフランジの断面積比$A_w/A_f=2.0$，腹板の幅厚比$h_w/t_w=256$ ，アスペクト比$\alpha=1.0$のモデルについて行った。この解析結果を以下に示す。また，比較対象として，水平補剛材１段の場合の一般部の終局強度も併せて示す。ここに，M_uは終局強度，M_Yは降伏強度である。

水平補剛材を省略した継手部　：$M_u/M_Y=0.972$
水平補剛材１段の場合の継手部：$M_u/M_Y=1.040$
水平補剛材１段の場合の一般部：$M_u/M_Y=1.098$

アスペクト比が1.0 と大きいためにパネル全体に対する添接板の幅の割合が小さくなるので，終局状態において腹板の添接板部以外の部分における板たわみが増大する形状となる。解析結果より，このような崩壊モードに対して水平補剛材は有効であると考えられる。

（２）水平補剛材２段の場合

水平補剛材２段の場合と省略した場合との継手部の強度比較を，鋼種SM490Y，断面積比$A_w/A_f=2.0$，腹板幅厚比$h_w/t_w=260$ ，アスペクト比$\alpha=0.4$のモデルについて行った。この解析結果を以下に示す。

水平補剛材を省略した継手部　：$M_u/M_Y=0.961$
水平補剛材２段の場合の継手部：$M_u/M_Y=0.991$

この結果より，水平補剛材が終局強度を高めていることがわかる。しかし，水平補剛材を有する場合の終局強度比が1.0 を下回っていることから，水平補剛材が曲げに対して十分に有効ではないと考えられる。アスペクト比が大きい場合と異なり，0.4 とパネル幅が狭いモデルなので，終局状態における腹板の板たわみが添接板部にも広がる形状となる。このような崩壊モードでは，水平補剛材と垂直補剛材および添接板とのすきまで局部的に変形が大きくなるために，水平補剛材は有効ではないと考えられる。

6．3．3　鋼種SS400 の場合の省略可能範囲

鋼種SS400 の場合の水平補剛材を省略した継手部について数値シミュレーションを行った結果，継手部腹板パネルのアスペクト比に対する終局強度の変化を図-6.8に示す。また，腹板の幅厚比に対する終局強度の変化を図-6.9に示す。この結果より，継手部腹板の水平補剛材を省略した場合，強度の観点から以下の特徴が明らかとなった。

①腹板幅厚比が道路橋示方書の制限値256 の場合，腹板パネルのアスペクト比が0.5 以下であれば，腹板とフランジの断面積比が1.5～2.0の範囲で終局強度は断面の降伏モーメントを上回る。
②継手部腹板パネルのアスペクト比を実績調査結果の上限値の1.0 とした場合，腹板幅厚比が220 以下であれば，終局強度は断面の降伏モーメントを上回る。

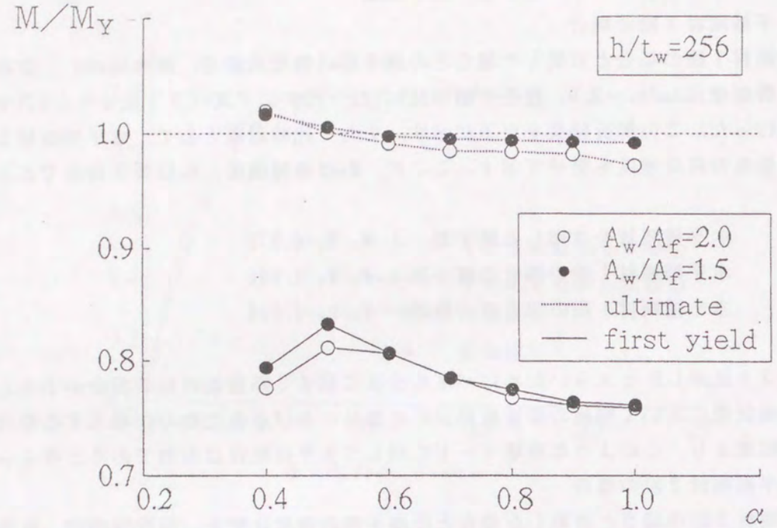


図-6.8　腹板パネルのアスペクト比と強度の関係（鋼種SS400）

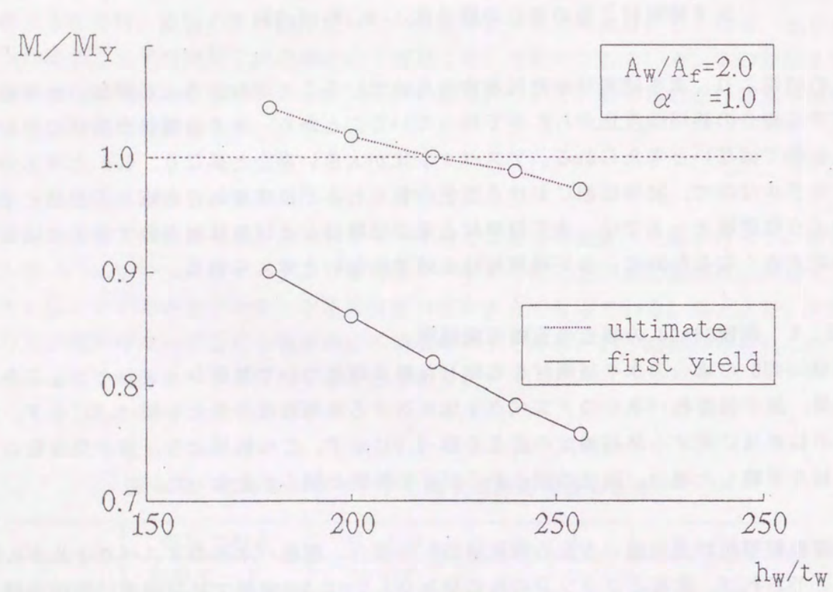


図-6.9　腹板の幅厚比と強度の関係（鋼種SS400）

③腹板幅厚比が制限値256 以下の場合，腹板パネルのアスペクト比が1.0 以下の範囲においては，終局強度は断面の降伏モーメントの95%を上回る。

以上により，終局強度について断面の降伏モーメントまたは降伏モーメントの95%を確保できる腹板パネルのアスペクト比および腹板幅厚比の組合せに関して，図-6.10 に示す範囲を推奨することができる。図-6.10 には実績調査結果の実例[2)]を併せて示す。この SS400 の場合の実例は３例と少ないが，実績調査結果の範囲内ですべての継手部において水平補剛材を省略することが可能であることがわかる。また，腹板幅厚比が制限値256 以下で，腹板パネルのアスペクト比が1.0 以下の範囲においては，終局強度として断面の降伏モーメントの95%を確保するならば，水平補剛材は不要となる。

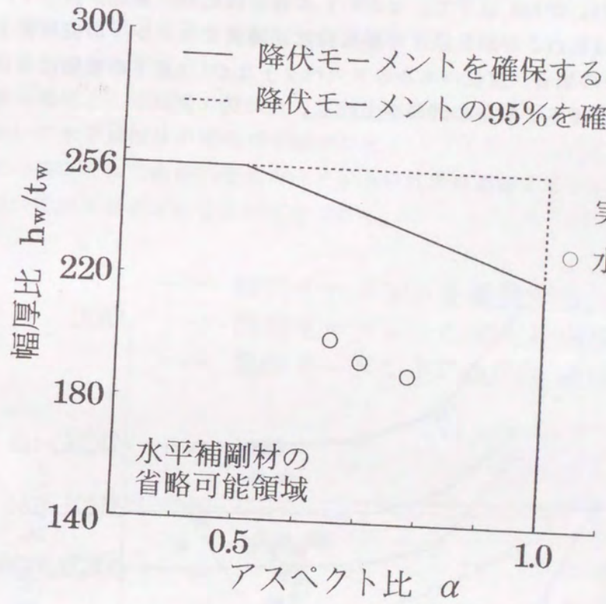


図-6.10　継手部水平補剛材の省略可能範囲（鋼種SS400）

6．3．4　鋼種SM490Yの場合の省略可能範囲

鋼種SM490Yの場合の水平補剛材を省略した継手部について数値シミュレーションを行った結果，継手部腹板パネルのアスペクト比に対する終局強度の変化を図-6.11 に示す。この結果より，強度の観点から以下の特徴が明らかとなった。

①腹板幅厚比h_w/t_w が160～200の範囲において，アスペクト比αが0.7 以上になるとαの変化が終局強度にあまり影響を及ぼしていない。したがって，αが0.7～1.0の範囲では，h_w/t_w の制限値がほぼ等しくなると考えられる。
②αが0.4 の場合はh_w/t_w が240 以下で，αが0.5 の場合はh_w/t_w が210 以下で，αが0.6の場合はh_w/t_wが180 以下で，また，αが0.7～1.0の場合はh_w/t_w が170 以下で極限強度が降伏モーメントを上回る。
③αが0.5 の場合はh_w/t_w が230 以下で，αが0.7 の場合はh_w/t_w が220 以下で，また，αが0.8～1.0の場合はh_w/t_w が210 以下で終局強度が降伏モーメントの95%を上回る。
④腹板幅厚比が240以下の場合，腹板パネルのアスペクト比が1.0以下の範囲においては，終局強度は断面の降伏モーメントの90%を上回る。

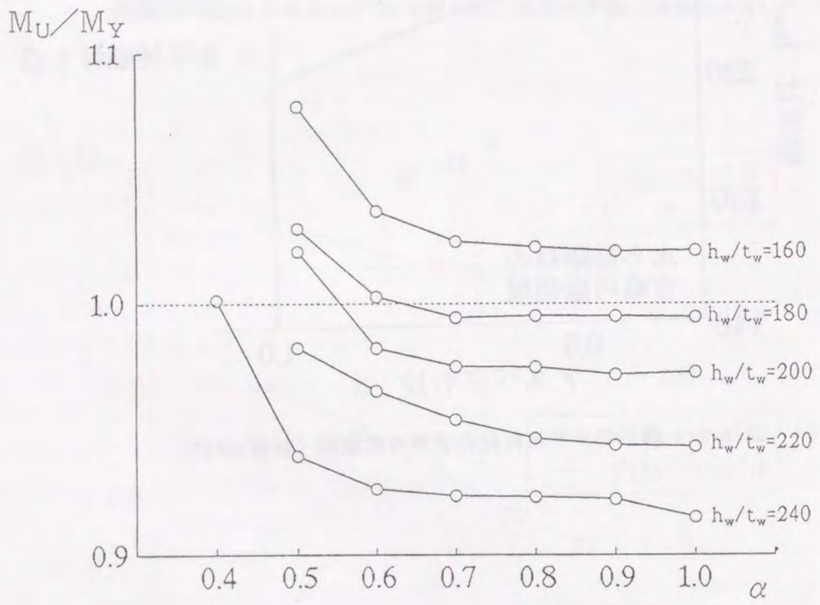


図-6.11　腹板パネルのアスペクト比と終局強度の関係（鋼種SM490Y）

以上より，鋼種SM490Y の場合の継手部の水平補剛材省略可能範囲は図-6.12に示す範囲を推奨することができる。図-6.12 には実績調査結果の実例を併せて示す。水平補剛材の省略可能範囲は鋼種SS400 の場合とは異なり，制限値を表わす線は複雑に折れ曲がった線となっている。この図より以下の結論が得られる。

・水平補剛材１段の場合
①実績調査結果の実例の約1/3 が，水平補剛材を省略しても終局強度として断面の降伏モーメントを確保できる。
②終局強度として断面の降伏モーメントの95%を確保するとした場合，すべての実例において水平補剛材の省略が可能である。

・水平補剛材２段の場合
①実績調査結果の２例を除いて，水平補剛材を省略すると断面の降伏モーメントの強度確保ができなくなる。
②終局強度として断面の降伏モーメントの95%を確保するとした場合，実例の約1/3 において水平補剛材の省略が可能である。
③終局強度として断面の降伏モーメントの90%を確保するとした場合，実例の約2/3 において水平補剛材の省略が可能である。

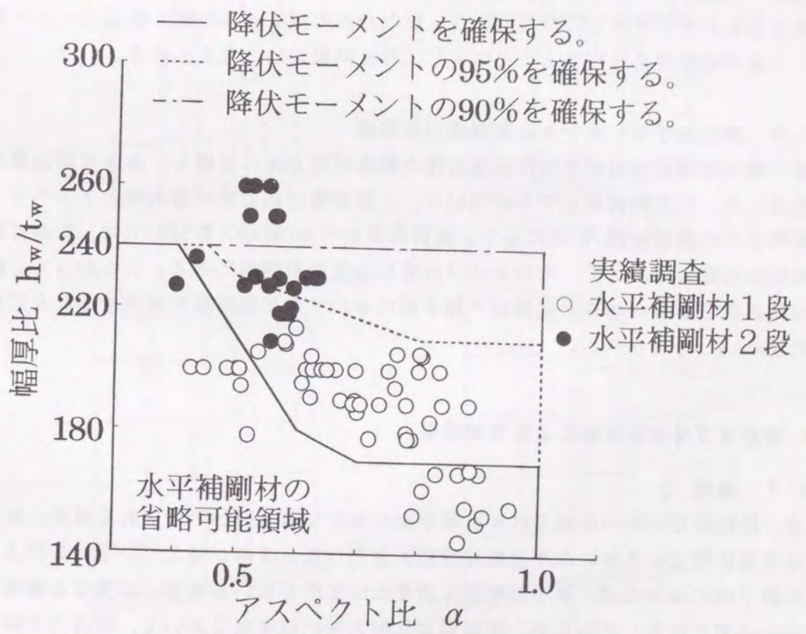


図-6.12　継手部水平補剛材の省略可能範囲（鋼種SM490Y）

6．4 継手部腹板の変形および応力分布

6．4．1 腹板の座屈モード

水平補剛材を省略した継手部について，鋼種SS400，断面積比$A_w/A_f=2.0$，$h_w/t_w=256$，そして，アスペクト比αを変化させた場合の終局状態における崩壊モードを図-6.13 に示す。アスペクト比が0.4 と小さい場合，崩壊モードは初期たわみの対称モードと相似で，腹板パネル全体にわたる形状である。しかし，腹板のアスペクト比が大きくなるにつれて，腹板の添接板部以外の部分の板たわみが増大し，添接板部のたわみが抑制された形状になっている。また，圧縮フランジには腹板のたわみによって誘発されて，腹板との接合線回りの回転変形が生じている。

6．4．2 作用曲げモーメントと腹板たわみの関係

鋼種SS400，断面積比$A_w/A_f=2.0$ で水平補剛材を省略した継手部について，作用曲げモーメントと腹板最大たわみの関係を図-6.14(a)，(b)に示す。ここに(a)は腹板の幅厚比を一定($h_w/t_w=256$)としてアスペクト比αを変化させた場合，(b)は腹板のアスペクト比を一定($\alpha=1.0$)として幅厚比h_w/t_wを変化させた場合の結果である。アスペクト比および幅厚比が大きくなるほど，腹板の板たわみは低い荷重レベルから増加するが，このことによる強度の低下はわずかである。最大荷重時の板たわみの大きさは概ね腹板の板厚程度であり，板厚の数倍に達するような大きなたわみは生じていない。これは添接板による拘束効果と考えることができる。このことより，板たわみの観点からは鋼Ｉ桁高力ボルト継手部において水平補剛材を省略することに対し，特に問題ないと考えられる。

6．4．3 作用曲げモーメントと腹板応力の関係

腹板の軸方向垂直応力度を桁作用応力度と板曲げ応力度に分離し，板曲げ応力度の最大値を調査した。代表的荷重レベルについて，この板曲げ応力度の最大値とアスペクト比および幅厚比との関係を図-6.15に示す。設計荷重レベル($M/M_Y=0.583$)では，板曲げ応力度は桁作用応力度より小さく，その合計は許容応力度の範囲内にある。したがって，板曲げ応力の観点からも板たわみと同様に，継手部において水平補剛材を省略することに対し，特に問題ないと考えられる。

6．5 垂直リブ付き添接板による補剛効果

6．5．1 概説

現在，比較的長支間の桁橋では腹板幅厚比の大きな鋼Ｉ桁が用いられる傾向にあり，道路橋示方書の規定より多い水平補剛材段数を使用している例が増えている。このような鋼Ｉ桁の継手部においては，水平補剛材１段または２段を用いる場合とは異なる補剛材の処理方法が必要となる。そのため，腹板幅厚比の大きい継手部において，耐荷力の観点から効果が薄いと考えられる水平補剛材を省略し，その代わりに，製作および架設が容易でなおかつ耐荷力の面からも優れた新しい補剛構造が検討されている。

新しい補剛形式として，添接板にも水平補剛材を取り付けて水平補剛材の連続性を確保

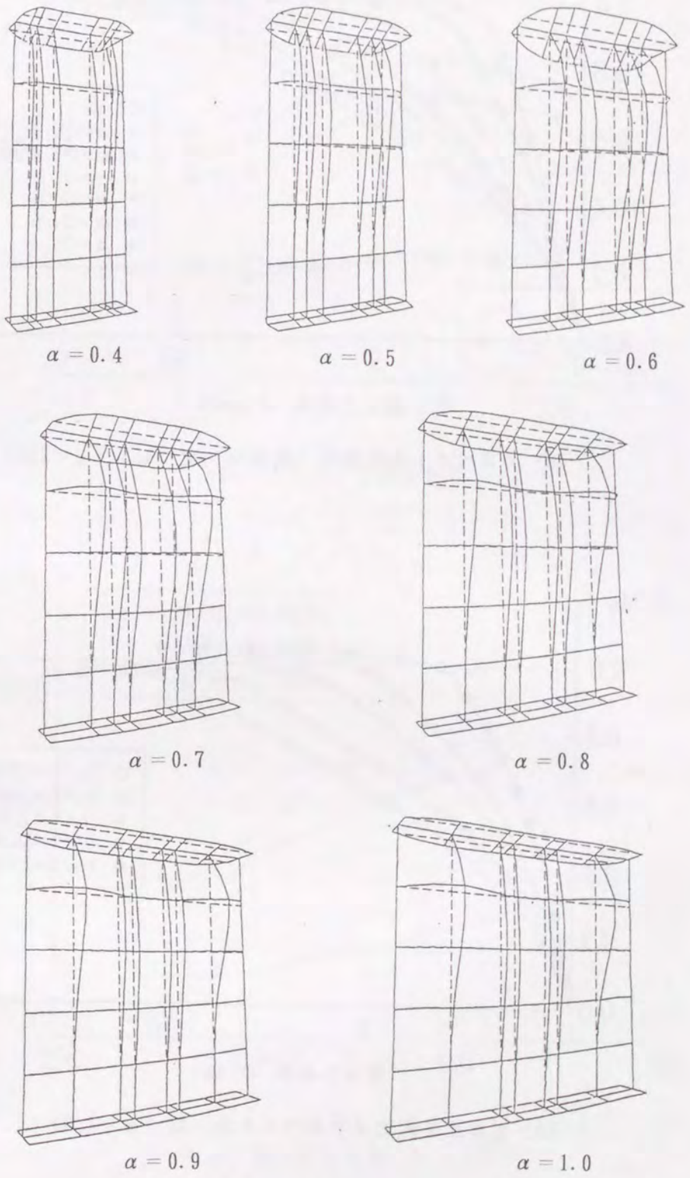
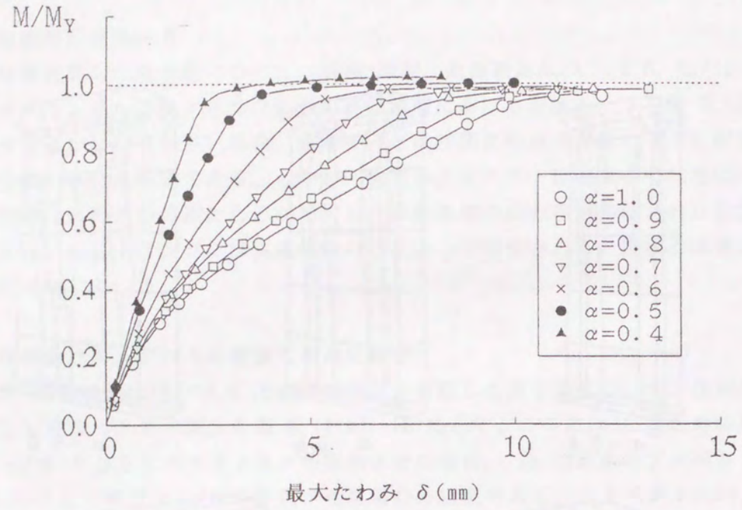
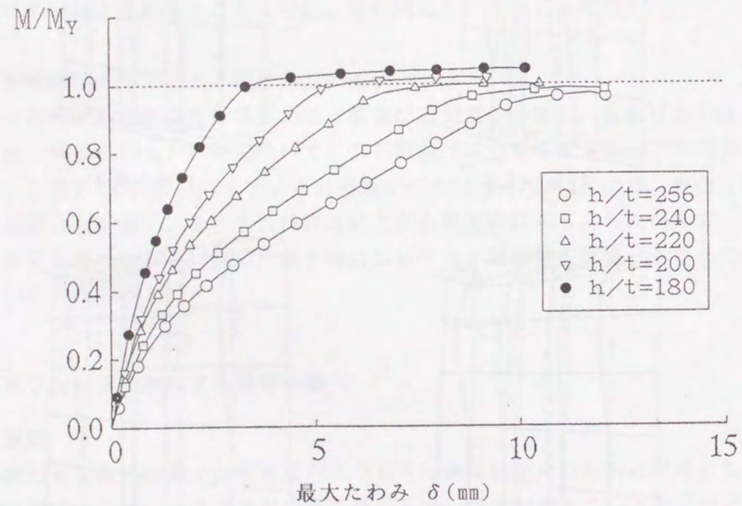


図-6.13 終局状態における崩壊モード（$A_w/A_f=2.0$）

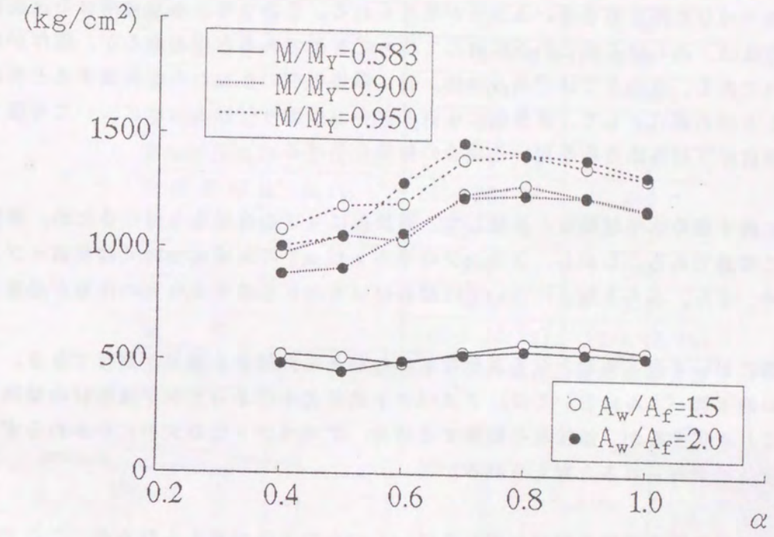


(a) アスペクト比を変化（幅厚比一定　$h_w/t_w=256$）

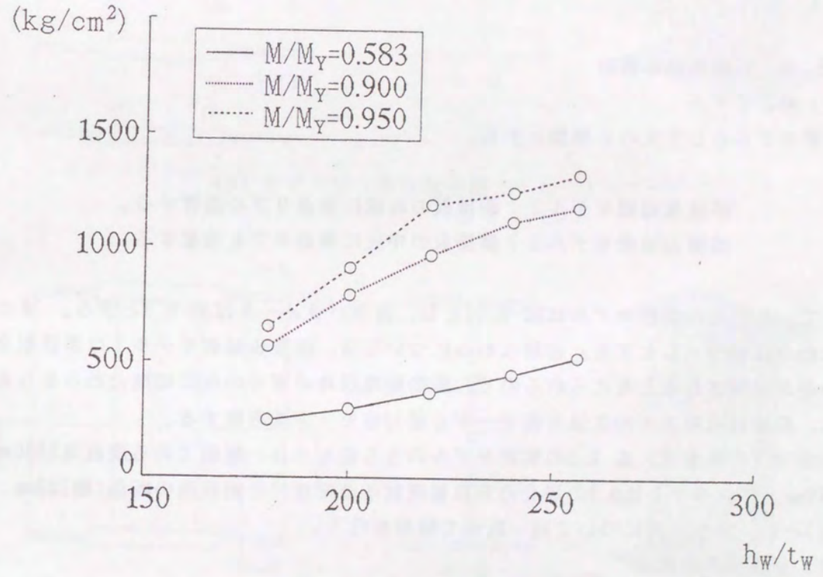


(b) 幅厚比を変化（アスペクト比一定　$\alpha=1.0$）

図-6.14　作用モーメントと腹板最大たわみの関係



(a) アスペクト比を変化



(b) 幅厚比を変化

図-6.15　一定荷重レベルにおける板曲げ応力度の最大値（鋼種SS400）

する方法，垂直リブとして山形鋼を添接板と共に高力ボルト締めする方法，また，予め垂直リブを取り付けた添接板を用いる方法が考えられる。このうち，水平補剛材の連続性を確保する方法は，あらゆる板たわみに対して極めて有効であると思われるが，製作がかなりめんどうである。本論文ではパネル全体，特に添接板部の板たわみを抑制すると共に耐荷力を向上させる形式として，添接板に垂直リブを直接取り付ける方法について考察する。以下に，垂直リブ付き添接板を用いる場合の特徴を挙げる。

①従来の継手部の水平補剛材と比較して，添接板にリブを直接取り付けるため，溶接が極めて容易である。しかし，フランジのボルトピッチの決定については垂直リブとの間隔や，また，ボルト施工については締め付け方向を考慮するなどの注意が必要である。
②継手部において最も問題となる添接板部のたわみを抑制する効果が期待できる。
③従来の継手部パネルにおいては，アスペクト比の大小によって水平補剛材の補剛効果がかなり変化するが，添接板を補剛する場合，アスペクト比の大小にかかわらず一定の補剛効果が得られると考えられる。

垂直リブの添接板への取り付けに関してはいくつかの方法が考えられるが，ここでは添接板の両縁に垂直リブを取り付けて添接板全体のたわみを抑制する方法と，添接板の中央に垂直リブを取り付けてパネルのセンターのたわみを抑制する方法の２種類について検討する。

6．5．2　詳細構造の検討

（１）解析モデル

解析モデルとして次の２種類とする。

添接板補剛モデル１：添接板の両縁に垂直リブを設置する。
添接板補剛モデル２：添接板の中央に垂直リブを設置する。

そして，これらの解析モデルは図-6.16とし，力学パラメータは表-6.3とする。また，初期たわみは図-6.17 とする。初期たわみについては，添接板補剛モデル１は添接板全体のたわみが抑制されると考えられるので，添接板部以外の部分のみに初期たわみを与える。また，添接板補剛モデル２は対称モードと逆対称モードを考慮する。

垂直リブの断面は，表-6.3の解析モデルのうち最も小さい断面である腹板高2400㎜，腹板厚9㎜，アスペクト比0.5の場合の垂直補剛材所要剛度[1)]と同程度の断面(幅120㎜，板厚10㎜)とし，全ケースについて同一断面で解析を行う。

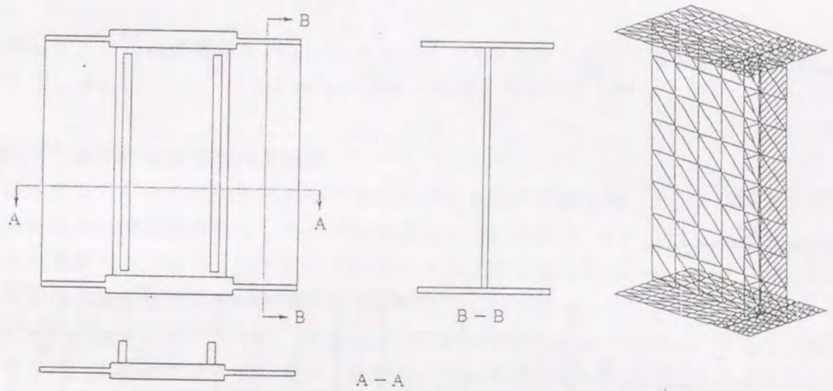
（２）詳細構造の検討

それぞれの解析モデルでA_w/A_f=2.0，h_w/t_w=240，α=0.7とした場合の終局強度を以下に示す。また，比較対象として，添接板補剛なしモデルの終局強度も併せて示す。

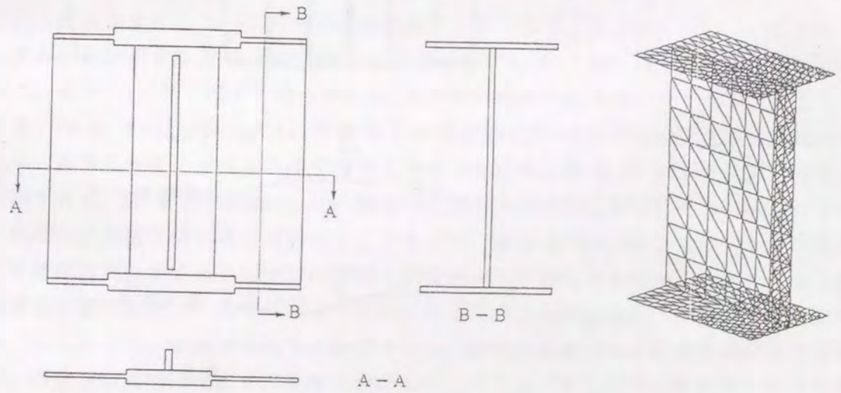
表-6.3　解析モデルの構造諸元（添接板補剛モデル）

解析モデル番号	⑤	⑥
水平補剛材の段数　（段）	水平補剛材を省略	
鋼　　種	SM490Y	SM490Y
腹 板 厚　　t_w(mm)	10	10
腹板添接板厚　　t_s(mm)	9	9
腹板幅厚比　h_w/t_w	240～294 注)	240
アスペクト比　$\alpha=a/h_w$	0.5～1.0	0.7
断面積比　　A_w/A_f	2.0	2.0
板 厚 比　$(t_w+2t_s)/t_w$	2.8	2.8
備　　考	図-6.16（a）	図-6.16（b）

注）鋼種SM490Yで水平補剛材２段の場合の道路橋示方書の制限値

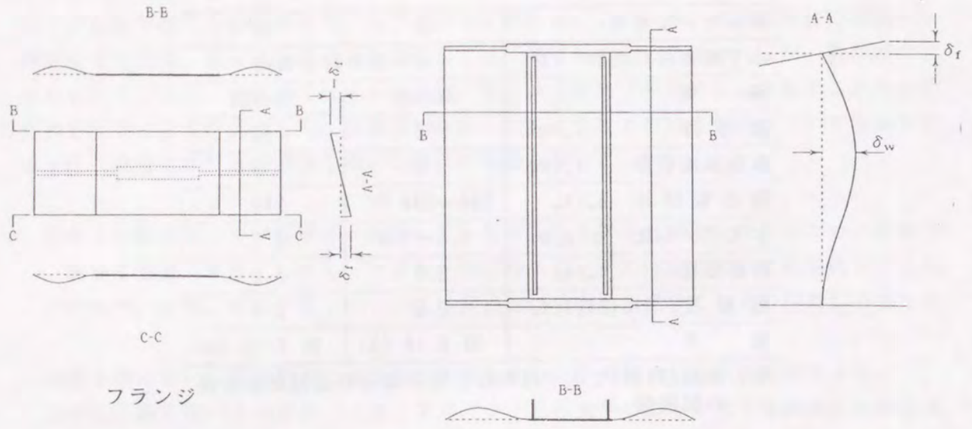


（a）モデル⑤（添接板補剛モデル１）

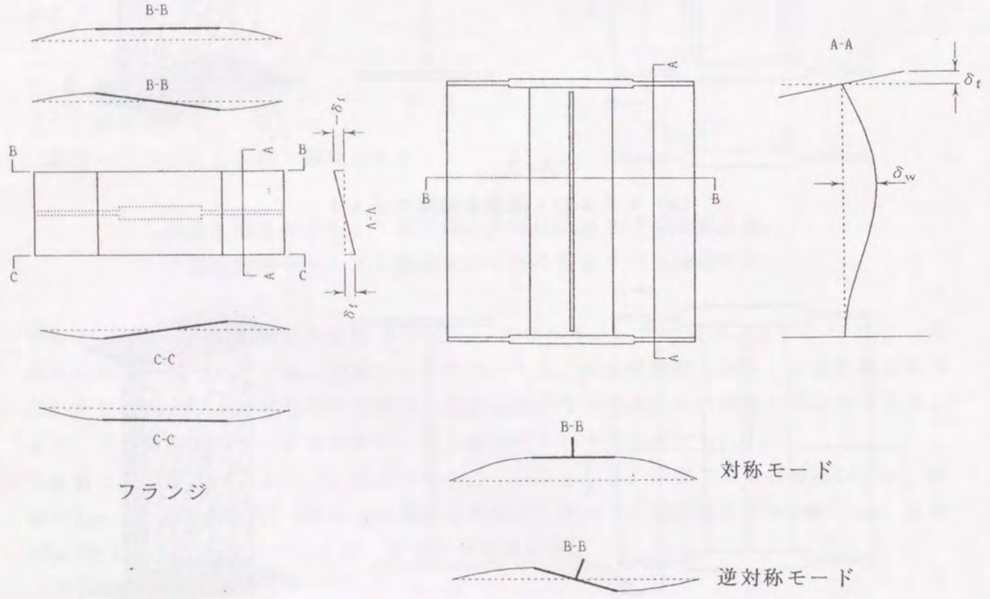


（b）モデル⑥（添接板補剛モデル２）

図-6.16　解析モデルの要素分割



(a) モデル⑤（添接板補剛モデル１）



(b) モデル⑥（添接板補剛モデル２）

図-6.17　解析モデルの初期たわみ

添接板補剛なしモデル（初期たわみは対称モード）：M_U/M_Y=0.924
添接板補剛モデル１（初期たわみは対称モード）　：M_U/M_Y=0.989
添接板補剛モデル２（初期たわみは対称モード）　：M_U/M_Y=0.984
添接板補剛モデル２（初期たわみは逆対称モード）：M_U/M_Y=0.980

これらより以下の結論が得られる。

①添接板補剛モデル１および補剛モデル２の終局強度はいずれも添接板補剛なしモデルを上回る。
②添接板補剛モデル２では逆対称モードの方が対称モードよりも強度的に不利といえる。これは，逆対称モードが腹板の継手線回りの回転による形状であり，リブによる補剛効果が消されるためであると考えられる。
③添接板補剛モデル１の方が補剛モデル２よりも補剛効果が高い。

したがって，添接板の補剛モデルとしては添接板の両縁に垂直リブを設置する添接板補剛モデル１とする。

6.5.3　水平補剛材省略可能範囲

添接板補剛モデルの終局強度に対するアスペクト比の影響を調べるための解析を行った。この解析結果と添接板補剛なしモデルの強度との比較を図-6.18 に示す。この図より，アスペクト比が大きい場合，両者の終局強度に大きな差は見られないが，アスペクト比が小さくなるほど終局強度の差が大きくなっている。これは図-6.13 に示されるように，アスペクト比αの大きいモデルでは，添接板部のたわみが抑制された崩壊モードとなっているのに対して，αの小さいモデルでは，崩壊モードが添接板部を含めたパネル全体にわたる形状となる傾向があるためである。したがって，添接板を補剛する方法はアスペクト比の小さいモデル，すなわちパネル幅の狭いモデルに対してより有効であるということができる。

次に，腹板幅厚比h_w/t_wが240～294 の範囲で，アスペクト比αを0.5から0.7に変化させたモデルの終局強度を図-6.19に示す。この図より，h_w/t_w＝240～260の範囲ではαが0.6以下で，また，h_w/t_w＝280 ではαが0.5以下で終局強度が降伏モーメントを上回ることがわかる。図-6.18および図-6.19より図-6.12の鋼種SM490Y の水平補剛材省略可能範囲を基にして，添接板補剛モデル１の水平補剛材省略可能範囲は図-6.20 に示す範囲を推奨することができる。図-6.20には図-6.12と同様の実績調査結果の実例を併せて示す。この図より，添接板に垂直リブを取り付けることによって，鋼種SM490Yの水平補剛材２段の場合の幅厚比制限値294 まで水平補剛材の省略可能範囲が広がることがわかる。また，継手部の実績調査結果の実例は，水平補剛材１段および２段の場合共にすべてが省略可能範囲内にある。したがって，実績調査結果の範囲内では，継手部腹板パネルは水平補剛材を省略しても，添接板の両縁に垂直リブを取り付けることにより，終局強度が降伏モーメントを上回るということがいえる。

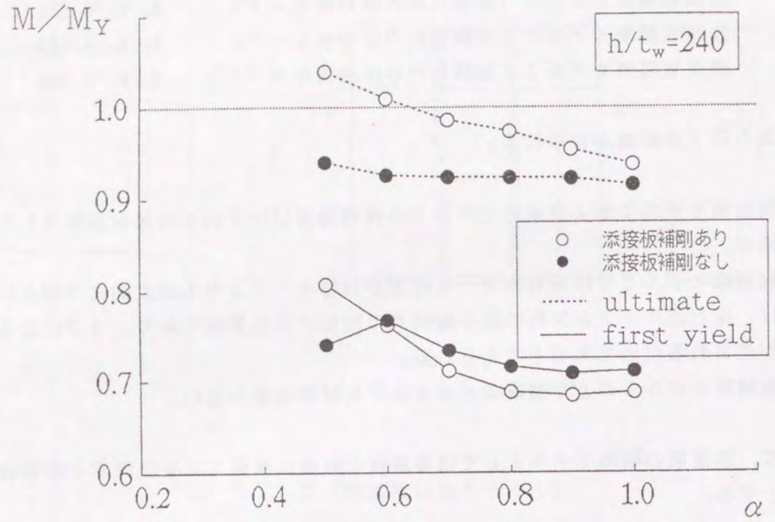


図-6.18　添接板補剛モデルと添接板補剛なしモデルとの強度の比較

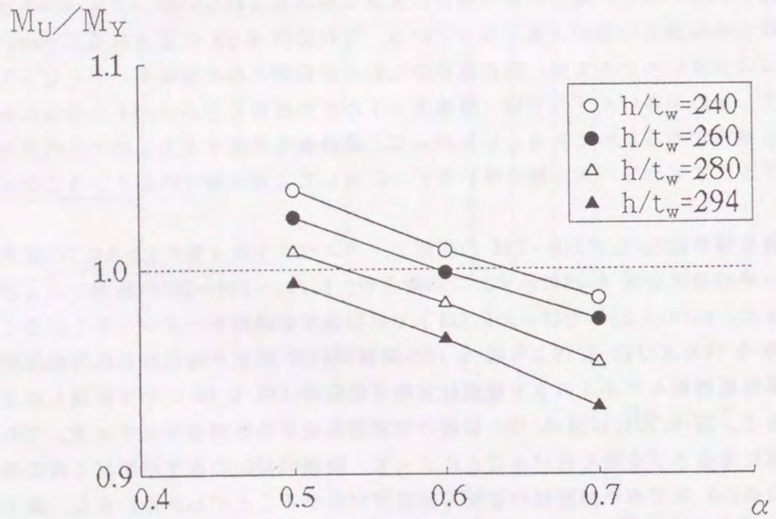


図-6.19　垂直リブ付き添接板を用いた継手部の終局強度

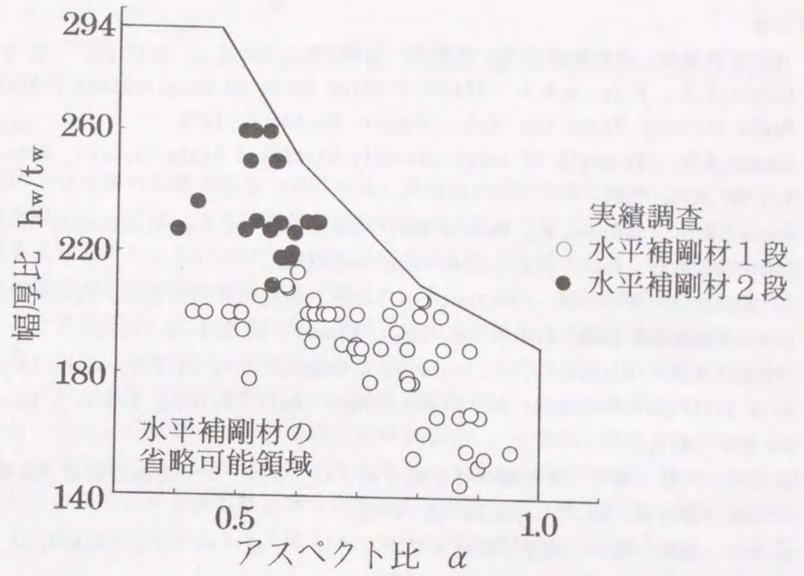


図-6.20　垂直リブ付き添接板を用いた継手部の
水平補剛材の省略可能範囲（鋼種SM490Y）

6.6　結論

水平補剛材１段および２段を有する鋼Ｉ桁の高力ボルト継手部腹板パネルを対象として，水平補剛材省略の可能性を弾塑性有限変位解析の数値シミュレーションにより検討した。さらに，水平補剛材を省略する代わりに，継手部の新しい補剛構造として，垂直リブを取り付けた添接板を用いる方法に関して考察を行った。以下にその成果を列挙する。

1）解析モデルの妥当性に関して

①実績調査の結果を基に，各種解析モデルの構造諸元，境界条件および考慮する初期不整を決定した。

②添接板の協力長およびフランジと腹板添接板との間のすきまの２つの観点から，解析モデルの妥当性を確認した。

2）高力ボルト継手部腹板における水平補剛材の省略に関して

①断面強度として少なくとも降伏モーメント，降伏モーメントの95％および90％を確保するように規範を定めると，鋼種SS400およびSM490Yに対して図-6.10および図-6.12に示す範囲内で，高力ボルト継手部腹板において水平補剛材の省略が可能である。

3）垂直リブ付き添接板による補剛効果に関して

①垂直リブを取り付けた添接板は，特にアスペクト比の小さい継手部腹板において有効である。

②腹板の添接板に垂直リブを取り付けることにより，鋼種SM490Y に対して図-6.20に示す範囲内で水平補剛材の省略が可能である。その範囲は，腹板の限界幅厚比まで拡張される

参考文献

1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，1990.
2) Cooper,P.B.，D'Apice,M.A.：Static Bending Tests on Longitudinally Stiffened Plate Girders, Fritz Eng. Lab., Report, No.304-5, 1965.
3) Cooper,P.B.：Strength of Longitudinally Stiffened Plate Girders, Proc. ASCE, Vol.93, ST2, 1967.
4) Rockey,K.C.，Skaloud,M.，Owen,D.R.J.：Behaviour of Longitudinally Reinforced Plate Girders, Publ, IABSE, 8th Congress, 1968.
5) Ostapenko,A.，Chern,C.：Strength of Longitudinally Stiffened Plate Girders under Combined Load, Fritz Eng. Lab., Report, No.328-10, 1970.
6) Schueller,W.，Ostapenko,A.：Tests on a Transversely Stiffened and Longitudinally Stiffened Unsymmetrical Plate Girder, Bull. Welding Research Council, No.156, 1970.
7) 長谷川・西野・奥村：水平補剛材を有するプレートガーダーの曲げ耐荷力実験，土木学会論文報告集，No.234，pp.33-44，1975.
8) 長谷川・西野・奥村：水平補剛材を有するプレートガーダーのせん断耐荷力，土木学会論文報告集，No.235，pp.13-28，1975.
9) 松村：プレートガーダー現場継手構造の合理化に関する研究，大阪大学修士論文，1993.
10) 長嶋：摩擦接合継手のすべり問題および設計への適用，東京都立大学学位論文，1991.
11) 福本(研究代表者)：文部省科学研究費総合研究A，研究成果報告書－鋼骨組構造物の極限強度の統一評価に関する総合的研究，1990.
12) 小松・北田：初期不整を含む自由突出圧縮鋼板の極限強度特性について，土木学会論文報告集，No.314，pp.15-27，1981.
13) 奈良・津田・福本：面内曲げと圧縮を受ける鋼板の極限強度の評価法に関する研究，土木学会論文集，No.392，pp.259-264，1988.
14) 吉田：鋼薄肉部材の連成座屈強度特性と強度評価式，大阪大学修士論文，1990.
15) 西村・大崎・長谷川：曲げを受ける鋼Ｉ形断面の局部座屈強度と限界幅厚比に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.37A，1991.
16) 福本・前川・伊藤・浅里：モーメント勾配による溶接Ｉ形桁の横ねじれ座屈実験，土木学会論文集，No.362/I-4，pp.323-332，1985.
17) 松村・石井・西村：水平補剛材を有するプレートガーダーの曲げ強度，土木学会第４６回年次学術講演会概要集，Ⅰ-101，1991.
18) 秋山・西村・松村・大塚：プレートガーター高力ボルト継手部腹板の補剛方法の合理化，構造工学論文集，Vol.40A，pp.317-329，1994.3

第７章　高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態設計法の試案

７．１ 概説

わが国における現行の鋼構造物の設計法は，許容応力度設計法に準拠したものである。一方，諸外国においては，すでに限界状態設計法に移行してきている。わが国においても，将来，限界状態設計法に移行せざるを得ない時が来るものと思われる。鋼構造物を対象とした限界状態設計法の策定に際しては，構造システム，部材，および断面構成要素などと同様に，継手構造についても限界状態の把握と耐荷力の評価法を検討する必要がある。このような観点から，高力ボルト摩擦接合継手に着目し，その強度および変形能について検討を行った。高力ボルト継手に関するわが国の設計規準は，外国の規準に比べて過大な安全性を有しており，したがって，その設計条項を見直し，合理化を図る余地があることを確認した。本章では，前章までの高力ボルト継手の強度および変形能についての検討結果をもとにして，高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態設計法に基づく設計規準の試案を作成する。そして，試設計を行うことにより，現行の設計規準との比較を行う。

７．２ 引張継手のすべり強度

高力ボルト摩擦接合のボルト１本当りのすべり強度Ｎは

$$N = \mu m T_0^* \qquad (7.1)$$

ここに　μ　：すべり係数
　　m　：摩擦面の数
　　T_0^*：設計ボルト軸力

で表される。すべり係数μについては，現行の設計規準では$\mu = 0.4$であるが，すべり強度・降伏強度比β（＝公称すべり強度N_{SL}^*／公称純断面降伏強度N_{Yn}^*）によって異なる。そして，βの値によって継手の限界状態の区分および抵抗強度が明確になる。また，すべり強度Ｎは，すべり係数およびボルト軸力のばらつきの影響を受ける。したがって，このばらつきをも考慮してすべり強度を算定する。引張継手のすべり強度について，設計規準の試案として以下を提案する。

引張継手のすべり強度

１）すべり強度・降伏強度比$\beta \leq 1.0$の範囲において，限界状態の区分として，すべり限界を線形限界とする。ここにβは式(7.2)である。

$$\beta = \frac{N_{SL}^*}{N_{Yn}^*} \qquad (7.2)$$

N_{SL}*：すべり係数$\mu=0.4$に対応するすべり強度（tf）
N_{Yn}*：母材または溶接板の純断面降伏強度のうち，いずれか小さい方（tf）

2）すべり係数μは式(7.3)とする。

$$\begin{aligned} \beta \leqq 0.7 &: \mu = 0.5 \quad \text{（基本すべり係数）} \\ 0.7 \leqq \beta \leqq 1.0 &: \mu = 0.5\,(1.28-0.4\beta) \quad \text{（すべり係数の低減）} \end{aligned} \qquad (7.3)$$

3）すべり強度N_{SL}は，すべり係数およびボルト軸力のばらつきを考慮し，式(7.4)とする。

$$N_{SL} = \phi N_n \qquad (7.4)$$

ここに　$N_n = \mu m T_0$*（tf）
μ　：すべり係数
m　：摩擦面の数
T_0*：設計ボルト軸力（tf）
ϕ　：抵抗係数（＝0.9）

7．3 引張継手の降伏強度

母材あるいは添接板の降伏がすべりより先行する場合，すなわち$\beta>1.0$の場合降伏により板厚の減少が加速され，ボルトの軸力抜けが進む。すべり現象は，最外列のボルト位置で部分すべりが発生し，その後に主すべりが発生する。したがって，この場合の限界区分としては，母材あるいは添接板の降伏限界が線形限界となる。そして，その限界区分の強度は，母材あるいは添接板の断面の降伏強度に基づくものである。この降伏強度の算定にあたっては材料および製作によるばらつき，また線形限界のばらつきを考慮する必要がある。

引張継手の降伏強度について，設計規準の試案として以下を提案する。ここで，一般的に添接板の断面積は母材よりも大きいので，母材を対象として述べる。

引張継手の降伏強度

1）すべり強度・降伏強度比$\beta>1.0$の範囲において，限界状態の区分として，降伏限界を線形限界とする。

2）降伏強度N_Yは，材料および製作によるばらつき，線形限界のばらつきを考慮して，式(7.5)，式(7.6)とする。

$$1.0<\beta\leqq 1.2 : N_Y = \phi N_{Yn}^* \qquad (7.5)$$

N_{Yn}*：母材純断面降伏強度
ϕ：抵抗係数（＝1.1）

$$1.2<\beta : N_Y = \phi N_{Yg}^* \qquad (7.6)$$

N_{Yg}*：母材総断面降伏強度
ϕ：抵抗係数（＝0.81）

7．4 曲げ継手のすべり強度

I形断面の曲げ継手では，作用荷重に対しフランジ継手部のすべり抵抗が限界に達しても，ただちにすべりが生じることはない。フランジおよび腹板のすべり抵抗がともに限界に達した時に，両者がほぼ同時にすべるものと考えられる。したがって，I形断面のすべり強度は，フランジと腹板が一体となって作用荷重に抵抗するものと考えられる。この場合，すべり強度はI形断面の中立軸回りのすべり抵抗モーメントとする。また，すべり係数μは式(7.3)を適用し，$\beta>1.0$の範囲も考慮する。曲げ継手のすべり強度について，設計規準の試案として以下を提案する。

曲げ継手のすべり強度

1）すべり強度M_{SL}は，I形断面の中立軸回りのすべり抵抗モーメントとする。

$$M_{SL} = n_{fu}\rho_{fu}h_{fu} + n_{fl}\rho_{fl}h_{fl} + \Sigma n_{wi}\rho_{wi}h_{wi} \qquad (7.7)$$

ここに　n_{fu}（n_{fl}）：上(下)フランジのボルト本数
n_{wi}　：腹板のi行目のボルト本数
ρ_{fu}（ρ_{fl}）：上(下)フランジのボルトの1本（2面摩擦）当たりのすべり抵抗力

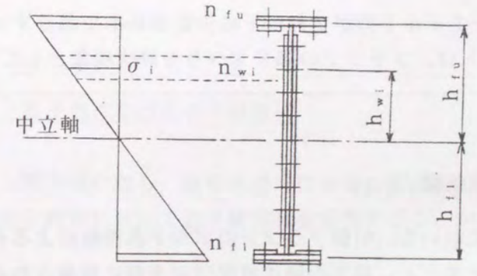


図-7.1 すべり強度の算定

ρ_{wi}　：腹板のｉ行目のボルトの１本（２面摩擦）当たりのすべり抵抗力

h_{fu}（h_{fl}）：上（下）フランジの板厚中心の中立軸からの距離

h_{wi}　：腹板のｉ行目のボルト行の中立軸からの距離

ただし，h_{fu}，h_{fl}，h_{wi}の符号はすべて正である。

２）式(7.7)中のすべり抵抗力ρは，フランジでは式(7.8)の，腹板では式(7.9)の，すべり係数μに基づくものとする。

フランジ

$$\left.\begin{array}{l}\beta \leqq 0.7 \ : \ \mu = 0.5 \\ \beta > 0.7 \ : \ \mu = 0.5\,(1.28 - 0.4\beta)\end{array}\right\} \quad (7.8)$$

ここに　$\beta = \dfrac{N_{SL}^{*}}{N_{Yn}^{*}}$

N_{SL}^{*}：フランジのボルトのすべり強度の公称値

N_{Yn}^{*}：フランジの純断面降伏強度の公称値

腹　板

$$\left.\begin{array}{l}\beta_i' \leqq 0.7 : \ \mu = 0.5 \\ \beta_i' > 0.7 : \ \mu = 0.5\,(1.28 - 0.4\beta_i')\end{array}\right\} \quad (7.9)$$

ここに　$\beta_i' = \dfrac{N_{SLi}^{*}}{N_{Yni}^{*} \times (\sigma_y / \sigma_i)} = \beta_i \times \dfrac{\sigma_i}{\sigma_y}$

β_i'：腹板の第ｉ行目のボルトのすべり強度・降伏強度比の補正値

β_i　：腹板の第ｉ行目のボルトのすべり強度・降伏強度比

N_{SLi}^{*}：腹板の第ｉ行目のボルトのすべり強度の公称値

N_{Yni}^{*}：腹板の第ｉ行目のボルトが負担する範囲の腹板断面の純断面降伏強度の公称値

σ_i：すべり強度の荷重が作用した時の腹板の第ｉ行目のボルトが負担する範囲の腹板断面における平均応力度

σ_y：降伏応力度

３）フランジにおいてボルト列が２列以下の少数ボルトで部分すべりが顕著な継手の場合（$\beta > 1.0$）は，フランジの部分すべりを降伏現象として考慮する。

７．５　曲げ継手の降伏強度

鋼Ｉ桁の曲げ継手において，引張フランジのボルト孔控除による有効断面積について純断面積を有効断面積とすると，継手の降伏強度は安全側に評価される。また，限界状態設計法に移行している諸外国の規準では，純断面積よりも大きい有効断面積，あるいは摩擦

伝達力による母材作用力の低減を考慮している。

実験データより，引張フランジの有効断面積を検討し，その結果，純断面積に対する有効断面積の比はデータのばらつきを考慮して，1.1とするのが妥当であると思われる。

曲げ継手の降伏強度について，設計規準の試案として以下を提案する。

曲げ継手の降伏強度

１）曲げ継手の降伏強度を算定する場合，引張フランジについては，ボルト孔控除による有効断面積を考慮する。

２）引張フランジの有効断面積A_eは式(7.10)とする。

$$\left.\begin{array}{ll}\dfrac{A_n}{A_g} \geqq \dfrac{1}{1.1} \text{ の場合} & A_e = A_g \\ \dfrac{A_n}{A_g} < \dfrac{1}{1.1} \text{ の場合} & A_e = 1.1 A_n\end{array}\right\} \quad (7.10)$$

ここに　A_g：引張フランジの総断面積

A_n：引張フランジの純断面積

７．６　鋼Ｉ桁高力ボルト継手部腹板の補剛

一般に鋼Ｉ桁の腹板において水平補剛材が配置される。また，現場継手には高力ボルト摩擦接合継手が用いられる。したがって高力ボルト継手部においては水平補剛材が分割され，添接板部以外の部分のみに水平補剛材が配置されることが多い。継手部をはさむ垂直補剛材間隔が狭い場合は，この水平補剛材が短くなり，桁の耐荷力の観点からほとんど効果がなく，水平補剛材は省略することができると考えられる。このことに対して，水平補剛材を省略することができる断面パラメータの範囲を明らかにした。

鋼Ｉ桁高力ボルト継手部の腹板における水平補剛材の省略の可能性について，設計規準として以下を提案する。

腹板の高力ボルト継手部における水平補剛材

１）腹板の高力ボルト継手部に対し，添接板以外の部分に配置される水平補剛材が短い場合，以下に示す範囲において水平補剛材を省略することができる。

① Ｉ形断面の鋼種がSS400の場合：

継手部腹板パネルの幅厚比ｈｗ／ｔｗおよびアスペクト比αが図-7.2の範囲内であれば，水平補剛材を省略することができる。

ただし，終局強度として断面の降伏モーメントの95%を確保するならば，ｈｗ／ｔｗ≦256，α≦1.0の範囲において水平補剛材を省略することができる。

② Ｉ形断面の鋼種がSM490Yの場合：

継手部腹板パネルの幅厚比ｈｗ／ｔｗおよびアスペクト比αが図-7.3の範囲内であれば，水平補剛材を省略することができる。

ただし，終局強度として断面の降伏モーメントの95%を確保するならば，その範囲は拡張することができる。

また，終局強度として断面の降伏モーメントの90%を確保するならば，ｈｗ／ｔｗ≦240，α≦1.0の範囲において水平補剛材を省略することができる。

2） Ｉ形断面の鋼種がSM490Yの腹板の高力ボルト継手部に対し，腹板の添接板を図-7.4のように垂直リブにより補剛する場合，継手部腹板パネルの幅厚比ｈｗ／ｔｗおよびアスペクト比が図-7.5の範囲内であれば，水平補剛材を省略することができる。この場合，垂直リブの断面は，近傍の垂直補剛材と同じでよい。また，腹板の添接板の圧縮側端部と圧縮フランジとの間のすきまはできるだけ小さくすること。

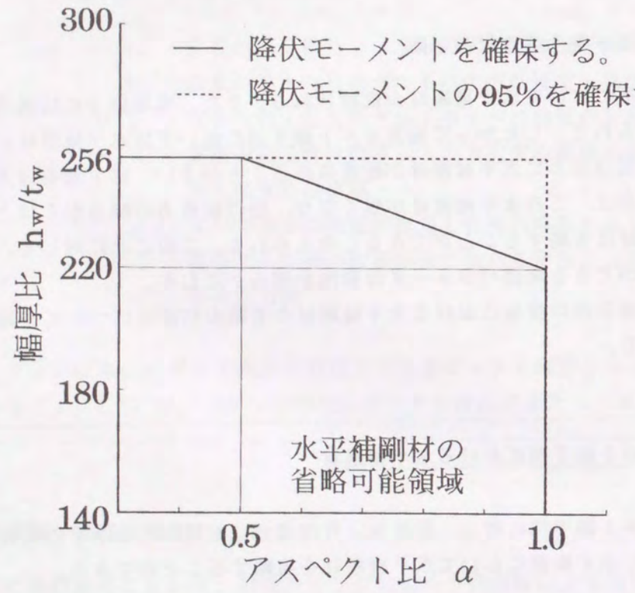


図-7.2 継手部水平補剛材の省略可能範囲（鋼種SS400）

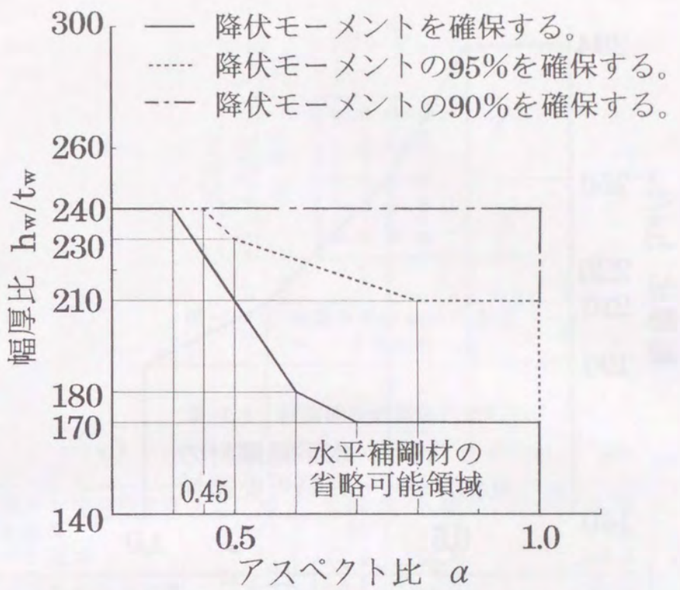
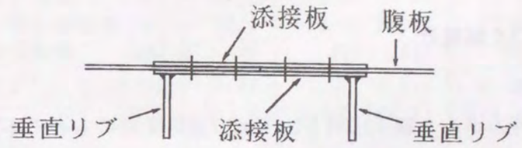


図-7.3 継手部水平補剛材の省略可能範囲（鋼種SM490Y）



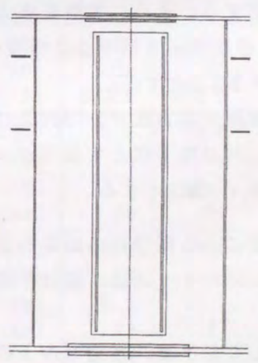


図-7.4 垂直リブ付き添接板による補剛

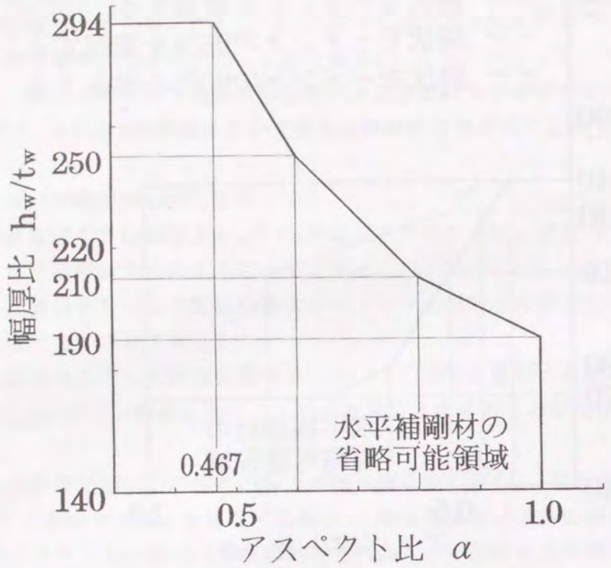


図-7.5 垂直リブ付き添接板を用いた継手部の水平補剛材の省略可能範囲（鋼種SM490Y）

7.7 本提案に基づく試設計

7.7.1 引張継手

引張材における高力ボルト継手に対し，下記の設計条件のもとで本提案に基づいて試設計を行う。

- 設計作用力はほぼ同一とし，母材の総断面応力度が降伏応力度の90，80，75%となるように母材の板厚を設定する。さらに純断面応力度が降伏強度の75%になるケースも比較する。ただし，道路橋示方書の設計荷重を1.7倍した荷重による応力度の降伏応力度に対する安全率を1.0とする。
- 母材の鋼種はSM490Y（公称降伏応力度 σ_y＝3600kgf/cm²）とする。
- ボルトの配置は n_1行×n_2列の格子状とする（n_1＝3，5　図-7.6を参照のこと）。
- 高力ボルトは等級F10T，サイズM22とする。

本提案設計法および現行設計法による試設計の結果を表-7.1に示す。表中の設計作用力と母材総断面降伏強度との比が0.53のケースは，設計作用力が母材純断面降伏強度の75%に相当するものである。

本提案設計法に基づいて設計した継手は，高力ボルトの本数については現行設計法によるものとあまり差がない。継手部の母材板厚については，設計作用力と母材総断面降伏強度との比が0.8の場合，わずかに増厚の必要がある。しかし，ボルト列を1列増しすること

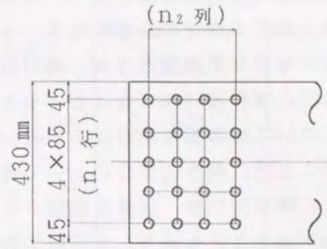


図-7.6 引張継手の試設計の形状
（n_1＝5行のケース）

表-7.1 引張継手の試設計の結果

（a）n_1＝3行、母材総幅＝250mm、母材純幅＝175mm

作用力と母材降伏強度との比		0.90	0.80	0.75	0.53
母材板厚	(mm)	24	27	28	41
設計作用力	(tf)	194.4	194.4	189.0	193.7
現設計法	必要ボルト本数 (本)	11.9	11.9	11.5	11.8
	設計ボルト列数 (列)	4	4	4	4
	継手部母材必要板厚(mm)	30.9	30.9	30.0	30.8
	継手部母材板厚 (mm)	31	31	30	41
本提案設計法	必要ボルト本数 (本)	11.9	11.9	11.6	10.8
	設計ボルト列数 (列)	4	4(　5)	4	4
	継手部母材必要板厚(mm)	28.1	28.1(26.7)	27.3	27.9
	継手部母材板厚 (mm)	29	29(　27)	28	41
	N_{SL}^*/N_{Yn}^*	1.08	1.08(1.45)	1.12	0.76
	抵抗強度 (tf)	201.0	201.0(196.8)	194.0	215.9
	すべり係数				0.488

（b）　n_1＝5行、母材総幅＝430mm、母材純幅＝305mm

作用力と母材降伏強度との比		0.90	0.80	0.75	0.53
母材板厚	(mm)	23	26	27	39
設計作用力	(tf)	320.4	322.0	313.5	321.2
現設計法	必要ボルト本数 (本)	19.5	19.6	19.1	19.6
	設計ボルト列数 (列)	4	4	4	4
	継手部母材必要板厚(mm)	29.2	29.3	28.6	29.3
	継手部母材板厚 (mm)	30	30	29	39
本提案設計法	必要ボルト本数 (本)	19.8	19.8	19.3	17.9
	設計ボルト列数 (列)	4	4(　5)	4	4
	継手部母材必要板厚(mm)	26.5	26.7(25.7)	25.9	26.6
	継手部母材板厚 (mm)	27	27(　26)	27	39
	N_{SL}^*/N_{Yn}^*	1.11	1.11(1.44)	1.11	0.77
	抵抗強度 (tf)	326.1	326.1(326.0)	326.1	359.3
	すべり係数				0.487

により，継手の抵抗強度が母材の総断面降伏強度に基づくものとなり，増厚が不要となる。一方，現行設計法による場合は，母材の増厚が必要になる。また，設計作用力の比が0.75の場合，本提案設計法では母材の増厚が不要であるが，現行設計法では増厚が必要になる。

以上のことから，本提案設計法と現行設計法とを比較すると，ボルト本数についてはあまり差がないが，母材の板厚については本提案設計法の場合，増厚が不要となるケースが現行設計法に比べて多い。このことは，継手の製作において母材の板厚変化がないため，母材の鋼材重量減の効果に加え，鋼板の切断，板継ぎ溶接，仕上げなどの加工工数が減る。場合によっては部材断面の種類が減ることもあり，さらに工数が減るなど経済的効果が大きい。また，母材の増厚を不要とするためにボルト列を増やした場合についても，ボルト本数が増えるデメリットよりも母材の増厚が不要となるメリットの方が大きい。したがって，本提案によって引張継手の設計をより合理的，経済的に行うことができるものと考える。

7．7．2　曲げ継手

I桁における高力ボルト継手に対し，下記の設計条件のもとで本提案に基づいて試設計を行う。

- 図-7.7のI形断面に対し，設計作用力はフランジ上下端の曲げ応力度が降伏応力度の90%，80%，75%となるように設定する。ただし，道路橋示方書の設計荷重を1.7倍した荷重による応力度の降伏応力度に対する安全率を1.0とする。
- 母材の鋼種はSM490Y（公称降伏応力度σ_y=3600kgf/cm²）とする。
- 高力ボルトは等級F10T，サイズM22とする。

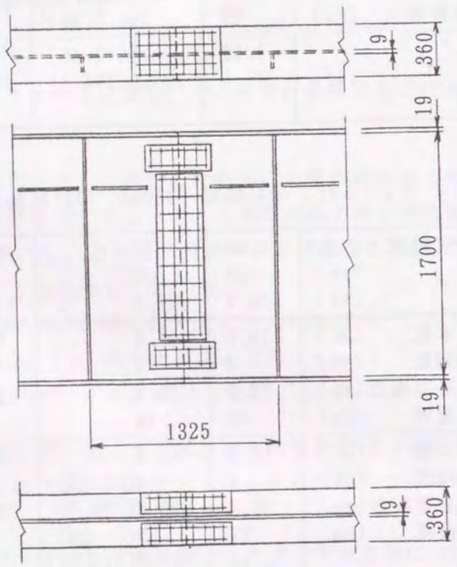


図-7.7 曲げ継手の試設計の形状

表-7.2　曲げ継手の試設計の結果

フランジ上下端の曲げ応力度 / 降伏応力度		90 %	80 %	75 %
設計曲げモーメント	(tf•m)	300	267	250
現行設計法	フランジ			
	必要ボルト本数	13.0	11.8	11.1
	設計ボルト列数 (列)	4	3	3
	継手部必要板厚 (mm)	23.6	21.1	19.7
	設計板厚 (mm)	24	22	20
	腹板のボルト列数 (列)			
	モーメントプレート	3	3	3
	シャープレート	2	2	2
	本提案により算出したすべり抵抗モーメント (tf•m)	415	377	369
提案設計法	フランジ (mm)			
	設計ボルト列数 (列)	2	2	2
	継手部必要板厚 (mm)	21.5	19.1	1.79
	設計板厚 (mm)	22	20	19
	腹板のボルト列数 (列)			
	モーメントプレート	2	2	2
	シャープレート	2	2	2
	すべり抵抗モーメント (tf•m)	314	313	311

本提案設計法および現行設計法による試設計の結果を表-7.2に示す。現行設計法による断面では，いずれのケースについても，本提案設計法によって算出したすべり抵抗モーメントが設計曲げモーメントに比べて非常に大きく，ボルト本数に余裕があるものと思われる。本提案設計法による断面のボルト本数は現行設計法によるボルト本数よりも少ないが，すべり抵抗モーメントは設計曲げモーメント以上を確保している。すなわち，すべりに対するフランジと腹板の協同作用を考慮することにより，ボルト本数を減らすことが可能になる。

引張フランジの板厚について現行設計法に基づく場合，いずれのケースについても，ボルト孔控除の影響による板厚の増厚が必要になる。一方，本提案設計法に基づく場合，フランジの曲げ応力度が降伏応力度の80%のケースでわずかに増厚が必要となり，80%未満の場合，増厚が不要であると考えられる。

以上のことから，本提案設計法によって曲げ継手の設計をより合理的，経済的に行うことができるものと考える。

7.8 結　論

本章では，前章までの研究成果を基にして，高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態設計法に基づく設計規準の試案を作成した。その項目は，以下の５項目である。

・引張継手のすべり強度
・引張継手の降伏強度
・曲げ継手のすべり強度
・曲げ継手の降伏強度
・鋼Ｉ桁高力ボルト継手部腹板の補剛

そして，引張継手および曲げ継手を対象にして，本提案設計法に基づいて試設計を行い，現行の道路橋示方書に基づく設計断面との比較を行った。

引張継手の場合，本提案設計法と現行設計法とを比較すると，ボルト本数についてはあまり差がないものの，母材の板厚についてボルト孔控除の影響による増厚が不要になるケースが現行設計法に比べて多くなる。また，曲げ継手の場合，すべりに対するフランジと腹板の協同作用を考慮することにより、必要ボルト本数が現行設計法に比べて少なくなる。そして、引張フランジの板厚の増厚が不要になるケースが、現行設計法に比べて多くなる。以上により、本提案により高力ボルト摩擦接合継手の設計および製作の合理化を図ることができるものと考える。

本研究において曲げ継手については，Ｉ桁を対象にして検討を行った。道路橋の場合，Ｉ桁の他に箱桁がある。この検討結果の箱桁に対する適用性については，箱桁の場合，一般的にフランジ幅が広く，また，シェアーラグの影響により，継手部において応力の流れが均等ではない。そのため，すべり挙動はＩ桁の場合と異なり，Ｉ桁を対象とした研究成果を箱桁にそのまま適用することは問題があると考えられる。したがって，箱桁に対して適用する場合は，箱桁のすべり挙動を確認する必要がある。ただし，箱桁の断面が小さく，特に断面が縦長の場合は，適用できるものと考える。

参考文献

1）日本道路協会：道路橋示方書・同解説，1990.2.
2）秋山・西村・亀井・池端：高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分，鋼構造年次論文報告集，Vol.3，pp.289-296，1995.11.

第８章　研究成果の総括

本論文では，高力ボルト摩擦接合継手部に関して，まずわが国の現行設計規準と，すでに限界状態設計法に移行している諸外国の鋼構造設計規準との比較を行った。その結果，わが国の設計規準は諸外国の規準に比べ，より高い安全性を有していることが確認され，設計規準の見直しにより，高力ボルト摩擦接合継手の設計・製作の合理化を図る必要があることを示した。そして，高力ボルト摩擦接合の引張継手および曲げ継手について，限界状態に着目した載荷実験を行い，高力ボルト摩擦接合継手の強度および変形特性を明確にした。さらに，引張継手における内部応力について数値解析を行い，解析結果を実験により検証した。次に，鋼Ｉ桁橋の設計・製作の合理化および省力化の観点から，Ｉ桁継手部腹板の補剛構造に着目した載荷実験を行い，また，数値解析により補剛構造の合理化の可能性を検討した。最後に，これらの実験および解析結果を基に，高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態設計法の試案を作成し，試設計により現行の設計法との比較を行った。

以下に各章ごとに得られた主な成果を総括する。

第１章では，高力ボルト摩擦接合継手に関する研究の現状を述べた後，高力ボルト摩擦接合継手に関する設計条項について，限界状態設計法に準拠している諸外国の設計規準とわが国の設計規準との比較を行った。そして，摩擦面のすべり係数，摩擦接合のすべりに対する安全率，引張材のボルト孔控除による有効断面積などについて相違点があり，わが国の設計規準が諸外国に比べ，より高い安全性を確保していることを示した。そして，各国の設計規準に基づいて引張材における高力ボルト摩擦接合継手の試設計を行い，わが国に比べ諸外国の方が経済的に設計されることが明らかになった。したがって，わが国の設計規準を見直すことにより，高力ボルト摩擦接合継手の設計法・製作法の合理化を図る必要があることを示した。その後，本研究の目的と論文の構成を説明した。

第２章では，高力ボルト摩擦接合継手に関する設計条項について，わが国の設計規準と諸外国の設計規準との相違点に着目し，各種限界状態を系統的に計画した高力ボルト継手供試体を用いて引張試験を行った。その結果，すべり係数は，継手部のすべり強度と母材降伏強度の比に関係があり，道路橋示方書の規定値0.4 に対し，最大でも外国規準にある規定値0.5 を確保していた。また，すべりに対する安全率について，道路橋示方書の許容すべり荷重は，スリップタイプの供試体による実験値に対して1.83および2.43の安全率を有していた。ボルト孔控除による母材の有効断面積については，道路橋示方書に基づく有効断面積を用いた計算値に対して，実験値は30～40％程度の余裕があり，有効断面の評価法を見直す必要があることを示した。

線形限界から終局限界までの余裕は，すべりおよびボルト破断が各限界状態となるケースにおいて大きかった。部材や構造物の変形に対して，ボルト継手におけるすべり現象の影響が小さい場合，すべり限界に対して材料の降伏と同様の安全性を確保することは必ずしも合理的ではない。限界状態の区分を考慮することによって，設計の合理化を図ること

が必要である。

継手部の変形能に関して，外国規準によると部材の変形能は抵抗係数および鋼材の降伏比に依存している。比較的降伏比の大きい鋼種SM490Yを用いた継手を有する部材の変形能は鋼種SS400を用いた場合に比べて小さかった。したがって降伏比の大きな鋼種を継手部に使用した場合，変形能の面で不利となる。

本実験および既往の実験的研究のデータをもとに，高力ボルト継手のすべり強度と母材降伏強度との比をパラメータとして，引張継手の限界状態の区分と各区分における限界状態の評価法を提案した。この提案により高力ボルト摩擦接合引張継手の設計および製作の合理化を図ることができるものと考える。

第3章では，高力ボルト摩擦接合引張継手を対象にして，アイソパラメトリック立体要素を用いた弾塑性有限要素解析を行った。そして，すべりが発生する以前の継手内部の応力特性および変形特性について，第2章の継手の引張実験の結果により解析結果の検証を行った。

本解析法では，母材と添接板との接触面においてボルト孔周辺の圧縮応力を生じる領域を接着領域としている。

検証の結果，継手の伸び，およびボルト軸力について，母材純断面降伏荷重レベル付近までの範囲は，本解析法により推定が可能であることがわかった。この場合，母材純断面降伏荷重が部分すべりを考慮しない解析の適用限界といえる。

母材純断面部の相当応力について，ボルト軸力の初期導入により，ボルト孔周辺での母材の降伏応力の40～80%の相当応力が導入される。そして，載荷荷重の増加にともなってボルト孔周辺で塑性領域が広がっている。また，部材軸方向にボルト2本を配置した継手モデルの解析の結果，外側ボルトの方が内側ボルトに比べ，ボルト孔周縁における断面の塑性化の範囲が大きく，ボルトの軸力抜けの割合が大きいことなどが確認できた。

さらに，本解析により，引張継手の限界状態の区分に着目した継手モデルの挙動についての評価を行った。その結果，スリップタイプの継手の場合，載荷荷重がすべり荷重に達した状態においては，ボルト孔周縁に塑性域が生じていない。また，スリップ－降伏複合タイプの継手について，母材降伏タイプの継手と比較すると，ボルトの軸力抜けが小さく，部分すべりが生じにくいことなどが確認できた。

第4章では，鋼Ｉ桁の高力ボルト摩擦接合継手部が純曲げを受ける場合を対象とした強度実験を行い，各種限界状態について考察した。

鋼Ｉ桁高力ボルト摩擦接合継手部の現行の設計法では，すべり強度についてフランジと腹板で個別に設計している。しかし，実験結果より，フランジと腹板はすべりに対して一体的に抵抗していることが考えられる。このことに対し，フランジと腹板の協同作用を考慮したすべり強度の評価法を提案した。

引張フランジのボルト孔を通る断面の有効断面積について，実験結果より，引張フランジの純断面積に対する有効断面積比を検討した。その結果，データのばらつきなどを考慮して，有効断面積比は，1.1として妥当であると思われる。

継手パネルの終局強度の実験結果と一般パネルの終局強度の解析結果との比較により，

終局強度において局部座屈が支配的な断面では，添接板によってパネルの終局強度が上昇する。

第5章では，水平補剛材2段を有する鋼Ｉ桁の高力ボルト継手部を対象として，継手部腹板パネルにおける水平補剛材の省略の可能性と，腹板において水平補剛材を省略して垂直リブ付き添接板を採用した場合の補剛効果を検証するため，鋼Ｉ桁高力ボルト継手部の耐荷力についての実験および解析を行った。その結果，以下のことを検証した。

道路橋示方書の規定により水平補剛材が必要な鋼Ｉ桁の高力ボルト継手部において，腹板パネルのアスペクト比が大きい場合，腹板の添接板以外の部分に配置された水平補剛材を省略すると，継手パネルの曲げ降伏強度を確保することができない。

一方，腹板パネルのアスペクト比が小さい場合，水平補剛材を省略しても，継手パネルの曲げ降伏強度を確保することができる。

水平補剛材が必要な鋼Ｉ桁の高力ボルト継手部において，水平補剛材を省略すると，継手パネルの曲げ降伏強度を確保することができない場合でも，腹板において垂直リブ付き添接板を採用することにより，継手パネルの曲げ降伏強度を確保することができる。この場合，添接板端部と圧縮フランジとの間のすきまが終局強度および変形性能に影響をおよぼすことがある。したがって，このすきま高さをできるだけ小さくするなどの注意が必要である。

第6章では，水平補剛材1段および2段を有する鋼Ｉ桁の高力ボルト継手部腹板パネルを対象として，弾塑性有限変位解析の数値シミュレーションにより水平補剛材省略の可能性を検討した。さらに，水平補剛材を省略する代わりに，継手部の新しい補剛構造として垂直リブ付き添接板を用いる方法に関して考察を行った。

水平補剛材省略の可能性については，鋼種SS400およびSM490Yを対象にして検討を行った。そして，継手部腹板パネルの水平補剛材を省略しても，腹板パネルの断面強度として少なくとも降伏モーメント，降伏モーメントの95%および90%を確保することができる腹板幅厚比およびアスペクト比の範囲を示した。

垂直リブ付き添接板による補剛効果については，鋼種SM490Yを対象にして考察を行った。そして，垂直リブ付き添接板を用いることにより，水平補剛材を省略しても断面強度として少なくとも降伏モーメントを確保することができる腹板幅厚比およびアスペクト比の範囲を示した。

第7章では，第6章までの研究成果を基にして，高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態設計法に基づく設計規準の試案を作成した。そして，本提案設計法に基づいて試設計を行い，現行の道路橋示方書に基づく設計断面との比較を行った。その結果，本提案により，高力ボルト摩擦接合継手の設計法および製作法の合理化を図ることができることを示した。

以上，高力ボルト摩擦接合継手の限界状態に関して得られた主な成果をまとめた。高力ボルト摩擦接合継手の挙動に対して，いろいろな要因が影響を及ぼすことが考えられるが，今後の課題について以下に述べる。

近年は，構造物の大型化が進み，それに伴い高力ボルト継手部の規模も大きくなっている。そのため，従来の高力ボルトサイズでは本数が非常に多くなるため，太径ボルトを使用する事例が見られる。太径ボルトを多列使用する場合，継手長が大きくなり，継手の挙動に影響を及ぼすことが考えられる。したがって，太径ボルトを多列使用する場合の限界状態についての検討が必要であろう。

本研究における実験ではボルト群におけるボルト本数が少ないため，ボルト締め付け時において，ボルトがボルト孔壁に接触し，支圧状態となることはあまりなかった。しかし，実構造物においては，ボルト締め付け時において支圧状態となっていることもある。このことは，継手部のすべり挙動にも影響を及ぼしていると考えられる。したがってボルトの一部が支圧状態となっている場合の継手の挙動についての検討が必要である。

本論文でも述べたが，すべりが先行する継手においてすべりが生じた後，ボルト破断が終局状態となる場合，線形限界から終局限界までのボルトの支圧による強度の余裕は大きい。この強度の余裕を利用することにより，使用ボルト本数を削減することも可能である。したがって，終局状態において，ボルトの支圧による荷重伝達を期待するような，設計法・構造法についての検討が必要である。

近年において，鋼Ｉ桁橋の設計法および製作法の合理化・省力化が求められており，高力ボルト継手構造に対しても省力化構造案が提示されている。たとえば，Ｉ桁の断面変化位置に継手を設け，フィラープレートを用いる構造法である。この場合，フィラープレートの内部応力が明確でないため，材料的な問題が残る。したがって，この問題についても検討する必要がある。

本研究においては，荷重としては静的荷重を対象とした。一方，実際の鋼構造物，たとえば道路橋の場合は，自動車荷重のような日常的な繰り返し荷重を受けており，また，地震時において急激な繰り返し荷重を受けることがある。このような繰り返し荷重を受ける場合に対する検討が必要であり，また，疲労破壊に対する配慮も必要と考えられる。よって，繰り返し荷重を受けた後の継手部の挙動や強度特性についての検討，および疲労強度・疲労破壊メカニズムについての検討などについては今後の課題としたい。