## 15. 連結板方式落橋防止構造の破壊実験

### 1. まえがき

連結板方式の落橋防止構造は，隣接する桁と桁を連結板とピンでつないだ単純な構造である(図 1.1 参照). 兵庫県南部地震では多数の連結板方式落橋防止構造が損傷を受けた. その損傷は，①ピンの破断，②連結板の破断，③桁取付け部の破断という 3 つの破壊形態に分けられる.

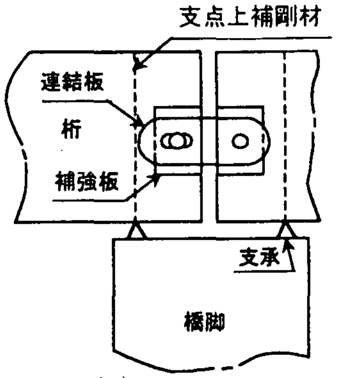



図 1.1 連結板方式落橋防止構造

落橋防止構造は，平成 8 年度の道路橋示方書において落橋防止システムの 1 つとして新たに位置づけられ，支承部構造とともに，上下部構造の設計で想定していない地震動や予期できない構造系の破壊が起きても，上部構造の落下を防止するために設置される. 言い換えれば，落橋防止構造は，衝撃的な荷重に対して脆性的に破壊せずに，それ自身が塑性変形してエネルギーを吸収し，緩衝する効果が期待されている. したがって，このような機能を発揮させるには連結板，ピン，桁取付け部は，従来の弾性設計に止まらず終局強度や変形性能まで考慮して設計することが望ましい.

連結板方式落橋防止構造は，連結板，ピン，桁取付け部によって構成されており，ここでは連結板と桁取付け部の耐荷力特性を把握するため，それらの実物大モデルを用いた静的破壊実験，あるいは衝撃破壊実験の概要について述べるとともに，連結板及び桁取付け部の最大強度の推定方法について報告する.

### 2. 連結板の破壊実験

#### 2.1 実験計画

兵庫県南部地震における連結板の損傷事例から判断すると，連結板は衝撃時のピーク荷重では破断せず，塑性変形した後に破断したと考えられる. したがって，連結板は，終局強度や変形性能を考慮して設計する必要がある. このような設計方法を確立するには，少なくとも次の項目の解明が必要と考える.

① 連結板の最大強度と吸収エネルギーの把握
② 連結板の形状とパラメータ（ピン孔径と連結板の大きさとの関係，連結板の形状，ピン孔径とピン径の比，ピン間距離，板厚，材質）が最大強度や変形性能に与える影響
③ 衝撃荷重作用時の連結板の耐荷力特性
④ ゴム巻きピンの衝撃緩和効果

本実験は，上記項目の解明を目的とし次の点に留意した.

① 連結板の弾塑性挙動を伴った破壊強度特性は，模型と実機との相似則が明らかではないため，実物大の供試体で実験する.
② 連結板の各種パラメータの影響は主に静的破壊実験で検討し，動的な荷重の影響はそのうちの主要なケースについて衝撃破壊実験で確認する.
③ 連結板にピンから作用する衝撃荷重の衝突速度は，兵庫県南部地震の記録から推定される構造物の応答速度 1.0～2.0m/s，あるいは連結板のピンの移動しろ程度の長さを 0.3～0.8G 程度の加速度で移動したと考えた場合の 0.5～1.5m/s 程度と考えられる. 速度

は比較的小さいと予想されるが，衝突する質量が数十から数百トンと大きいので，可能な限り大きな質量のものを低速で衝突させられるよう，大型の実験装置を使用する．

④ 塑性変形を伴う破壊では，衝撃エネルギーは塑性変形の進展によって吸収される．その際，1 回の衝撃で破壊させた場合と数回で破壊させた場合とでは同じ挙動を示すと考えられる．数回に分けると，途中の変形状態の観察が可能になるだけでなく 1 回の衝撃荷重が小さくて済むため，衝突速度を遅くすることが可能になる．したがって，衝撃実験は，数回の荷重で供試体が破断するように載荷する．

## 2.2 供試体と実験ケース

### (1) 供試体の選定

実験はシリーズ 1 とシリーズ 2 の 2 回に分けて実施した．また，供試体は次の点に着目して選定した．供試体の諸元を表 2.1 に示す．

① 連結板の基本的寸法であるピン孔径($2R_1$)とピン孔中心から連結板外縁までの距離 $R_3$(または $R_3'$)は，それぞれ 100mm と 125mm を基本とした．板厚は首都高速道路公団鋼構造物設計基準で規定されているアイバータイプの最小板厚 25mm とした．ただし，ピン孔中心間距離 L は，衝撃実験治具の強度の関係より 350mm を基本とした．また，ピン孔径($2R_1$)とピン径($2R_2$)比の値は 1.11 を基本とし，ピン孔径とピン径の差は実橋と同じ 5 mm，ピン径は φ90 とした．

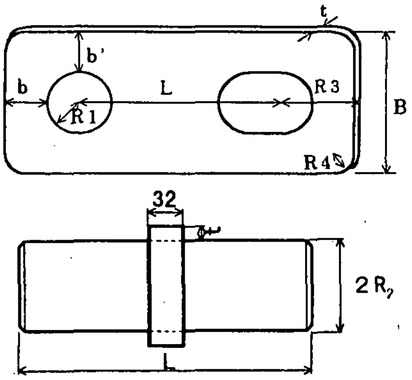



図 2.1 供試体形状とゴム巻きピン

② 材質は，実橋で比較的よく用いられている SM490A を基本とした．

③ 形状は大きく分けて次の 3 つのタイプを検討した．

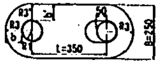
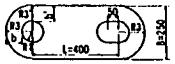
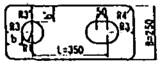
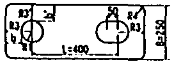
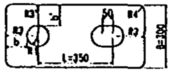
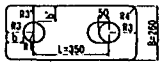
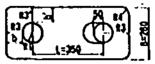
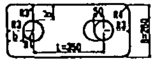
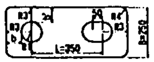
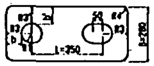
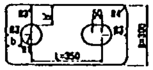
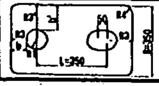
・タイプ A：アイバー形状を基本とした一般に多く使われている形状である．
・タイプ B：タイプ A，C の改良型であり長方形である．
・タイプ C：現行の設計法で設計した場合に多い幅広の形状である．

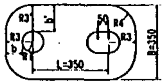
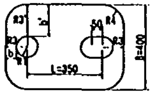
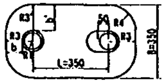
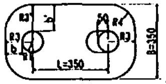
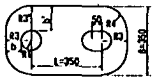
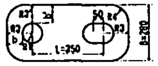
なお，タイプ B に対して幅広にしたものを B'タイプ，タイプ C で幅広の度合いを小さくしたものを C'タイプとした．

④ 連結板の構造形状の相違が強度特性に与える影響を調べるため，パラメータは以下に示すとおり，供試体 B を基本的な形状と考えて設定した．

・供試体 $A_L$ と $B_L$ は，それぞれ供試体 A，B に対しピン孔中心間距離 L を長くしたものである．
・供試体 $B_W$ は，供試体 B の $R_3/R_1=R_3'/R_1=2.5$ に対し $R_3/R_1=R_3'/R_1=3.0$ としてピン孔に対する連結板の大きさの割合を大きくしたものである．
・供試体 $B_T$ は，供試体 B の板厚 25mm に対し板厚を 36mm と厚くした場合である．
・供試体 $B_S$ は，供試体 B の材質 SM490A を SS400 にした場合である．
・供試体 $C_O$ は実橋でよく用いられている形状の一例であり，供試体 A，B よりも幅広な供試体 C を更に幅広にしたものである．ただし，桁遊間の制約から b の値を他の供試体より小さくしたものである．

表 2.1　供試体の諸元

| ﾀｲﾌﾟ | No. | 種別 | 形状 | R1 | R3 | R3' | b | b' | R2 | R4 | B | t | 材質 | 静的試験 シリーズ1 | 静的試験 シリーズ2 | 衝撃試験 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| A | ① | A |  | 50 | 125 | 125 | 75 | 75 | 45 | - | 250 | 25 | SM490A | 1 | 1 | 1 |
| | ② | AL |  | 50 | 125 | 125 | 75 | 75 | 45 | - | 250 | 25 | SM490A | 1 | | |
| B | ③ | B | | 50 | 125 | 125 | 75 | 75 | 45 | 30 | 250 | 25 | SM490A | 2 | | 1 |
| | ④ | BT |  | 50 | 125 | 125 | 75 | 75 | 45 | 30 | 250 | 36 | SM490A | 1 | 1 | |
| | ⑤ | BS | | 50 | 125 | 125 | 75 | 75 | 45 | 30 | 250 | 25 | SS400 | 1 | 1 | |
| | ⑥ | BL |  | 50 | 125 | 125 | 75 | 75 | 45 | 30 | 250 | 25 | SM490A | 2 | | |
| | ⑦ | BW |  | 50 | 150 | 150 | 100 | 100 | 45 | 30 | 300 | 25 | SM490A | 1 | | 1 |
| | ⑧ | BPR |  ｺﾞﾑ厚13mm | 55 | 130 | 130 | 75 | 75 | 40 | 30 | 260 | 25 | SM490A | 1 | | 1 |
| | ⑨ | BPR' | ｺﾞﾑ厚18mm | 55 | 130 | 130 | 75 | 75 | 35 | 30 | 260 | 25 | SM490A | | 1 | |
| | ⑩ | BP |  | 55 | 130 | 130 | 75 | 75 | 40 | 30 | 260 | 25 | SM490A | | 1 | |
| | ⑪ | BP' |  | 55 | 130 | 130 | 75 | 75 | 35 | 30 | 260 | 25 | SM490A | | 1 | |
| | ⑫ | BP'' |  | 50 | 125 | 125 | 75 | 75 | 49 | 30 | 260 | 25 | SM490A | | 1 | |
| | ⑬ | B2' |  | 50 | 125 | 140 | 75 | 90 | 45 | 30 | 280 | 25 | SM490A | | 1 | |
| | ⑭ | B3' |  | 50 | 125 | 150 | 75 | 100 | 45 | 30 | 300 | 25 | SM490A | | 1 | |
| | ⑮ | B4' |  | 50 | 125 | 175 | 75 | 125 | 40 | 30 | 350 | 25 | SM490A | | 1 | |

| ﾀｲﾌﾟ | No. | 種別 | 形状 | R1 | R3 | R3' | b | b' | R2 | R4 | B | t | 材質 | 静的試験 シリーズ1 | 静的試験 シリーズ2 | 衝撃試験 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| C | ⑯ | C |  | 50 | 125 | 175 | 75 | 125 | 45 | 125 | 350 | 25 | SM490A | 1 | | 1 |
| | ⑰ | CO |  | 50 | 100 | 200 | 50 | 150 | 45 | 100 | 400 | 25 | SM490A | 1 | 1 | |
| | ⑱ | CP |  | 50 | 125 | 175 | 75 | 125 | 40 | 125 | 350 | 25 | SM490A | 1 | | |
| | ⑲ | CPR |  ：ｺﾞﾑ厚8mm | 50 | 125 | 175 | 75 | 125 | 40 | 125 | 350 | 25 | SM490A | 1 | | 1 |
| | ⑳ | CT |  | 50 | 125 | 175 | 75 | 125 | 45 | 125 | 350 | 36 | SM490A | | 1 | |
| | ㉑ | C1' | | 50 | 125 | 125 | 75 | 75 | 45 | 75 | 250 | 25 | SM490A | | 1 | |
| | ㉒ | C2' |  | 50 | 125 | 140 | 75 | 90 | 45 | 90 | 280 | 25 | SM490A | | 1 | |

・供試体 $C_P$, $B_P$, $B_P$', $B_P$"は $R_1/R_2$ の値を変化させ，ピン孔径（$2R_1$）に対するピン径（$2R_2$）の割合の影響を調べるためのものである．

・供試体 $B_2$', $B_3$', $B_4$', $C_1$', $C_2$'は，供試体Bあるいは供試体Cに対してbの値を同一としたまま，b'の値を変化させたものであり，これらによりb'の影響を調べた．ただし，供試体 $B_2$'と $C_2$'は角部の $R_4$ の値を変化させ，その影響を調査した．

⑤ 供試体 $B_{PR}$, $B_{PR}$', $C_{PR}$ は，ゴム巻きピンの衝撃緩和効果と吸収エネルギーへの寄与度を調べるためのものである．ゴム厚は，$B_{PR}$ が 13mm，$B_{PR}$'が 18mm，$C_{PR}$ が 8mm である．供試体 $B_{PR}$，$B_{PR}$'は新設橋を想定したものであり，供試体Bの形状を基本として，b(=b')を一定としたままゴム厚分だけピン孔径と連結板の形状を大きくしたものである．ただし，ピン径は供試体Bのφ90に対し，供試体 $B_{PR}$，$B_{PR}$'はそれぞれφ80，φ70である．一方，供試体 $C_{PR}$ は既設橋を想定想定したものであり，連結板の大きさを変えずにゴム厚分だけ径を細くしたピン(φ80)を用いた．

### (2) 実験ケースと材料試験

実験ケースは，表 2.1 の右欄に示すように静的破壊実験は全タイプについて実施した．衝撃破壊実験は，このうち主要な供試体 A，B，$B_W$，$B_{PR}$，C，$C_{PR}$ の 6 ケースとした．なお，供試体の個数は基本的には 1 体ずつとしたが，供試体 B と $B_L$ のみ 2 体製作した．

表 2.2　材料試験結果

単位（kgf/mm$^2$）

| 材質・板厚 ＼ 項目 | シリーズ1 SM490A | | シリーズ2※1 SM490A | | シリーズ1 SS400 |
|---|---|---|---|---|---|
| | 25mm | 36mm | 25mm | 36mm | 25mm |
| 降伏点 | 34.65 | 32.32 | 37.55 | 35.35 | 23.85 |
| 引張強さ | 52.85 | 52.33 | 56.45 | 54.35 | 43.07 |
| 伸び（%） | 30.63 | 28.10 | 33.10 | 31.70 | 35.30 |
| ヤング係数 | 20600 | 20650 | 20500 | 20700 | 20400 |

※1　表 2.1 に示す供試体 A，$B_S$，$B_T$，$B_P$，$C_O$ は，シリーズ 1 の材料で製作した．

静的及び衝撃破壊実験に用いた SM490A(板厚 25mm，36mm)及び SS400(板厚 25mm)の圧延鋼板について，試験片の長手方向が圧延方向及びクロス方向となるよう 3 体ずつ試験片を採取した．材料試験の結果，いずれの材料も JIS 規格値を満足していた(表 2.2 参照)．

## 2.3 静的及び衝撃破壊実験の方法

### (1) 静的破壊実験の装置と計測

静的破壊実験は 800tonf 横型載荷試験装置を用いて行った(図 2.2 参照)．供試体を連結治具により試験機に固定し，連結治具の下にはベアリングレールを敷設して負荷の際に供試体が上下方向に変動するのを防いだ．また，供試体は，少し負荷をかけた状態で傾きが無いように取り付け，特にゴム巻きピンを用いた実験ではゴムの変形が生じていないことを確認し，その点を荷重の零点とした．荷重は試験機の油圧で制御し，弾性範囲内においてひずみ分布を確認した後，供試体が破断するまで載荷した．荷重と変位の関係を主に計測し，ピン間の変位はワイヤー式変位計により計測した．

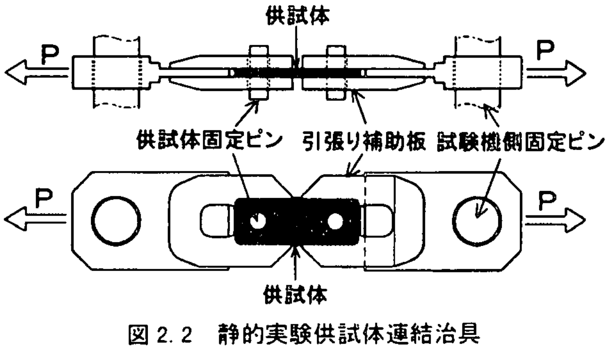


図 2.2　静的実験供試体連結治具

### (2) 衝撃破壊実験の装置と計測

#### a) 実験装置と載荷方法

衝撃破壊実験は重錘総重量 8.44tonf の大型落錘式衝撃実験装置を用いて行った．実験装置の外観と載荷方法及び各種計測機器の配置をそれぞれ図 2.3，写真 2.1 に示す．

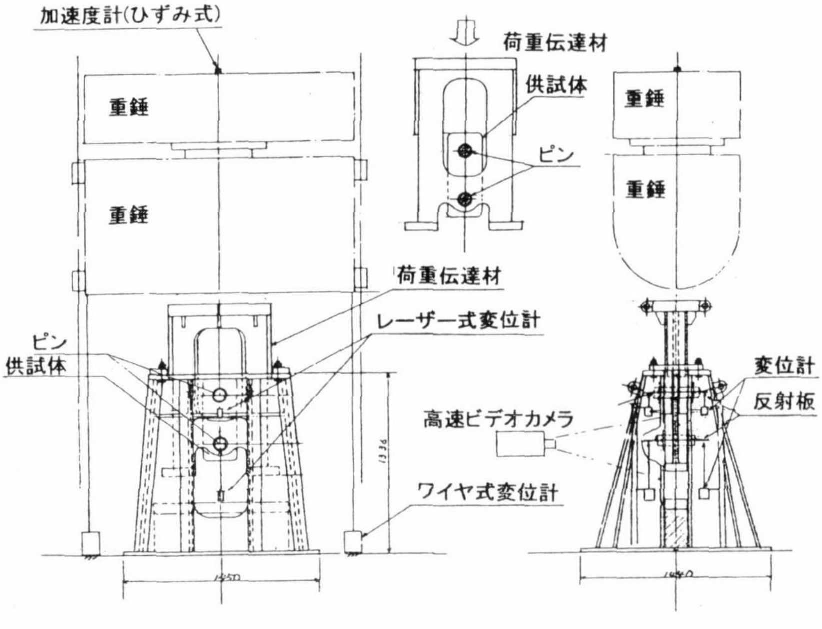



図 2.3　落錘式衝撃破壊実験計測器配置状況

供試体は，上側ピン孔を荷重受け台側に，下側ピン孔を荷重伝達材側にそれぞれピンにより連結した．重錘を自由落下させて荷重伝達材の上部に当て，下側のピンを押し下げることにより供試体に衝撃エネルギーを与え，動的に引張り載荷した．

載荷条件を実橋の条件に極力同等とするため，供試体を 1 回の衝突荷重で破壊させるのではなく，数回の荷重で破壊するよう重錘の落下高さを調整して載荷する方法を採用した．

この載荷方法の妥当性の検証と衝撃荷重の計測方法を検討するため，タイプ B の 2 体の供試体を用いて重錘の落下高さを変えた実験を行い，両者の結果を比較した．

1 体目は重錘の落下高さを 0.1，0.1，0.3，0.5，0.5，0.8，0.5m と変えて載荷し，2 体目は初回を 0.1m，2 回目以後を 0.5m として実験した．その時の重錘の加速度，伝達材のひずみとピン間変位との関係を図 2.4 に示す．図 2.4 より，両供試体の荷重－変位関係は良く一致しており，重錘の落下高さを変えて載荷しても最大荷重や吸収エネルギーの結果にはほとんど影響が無いことが確認された．これらの結果より，重錘の落下高さのパターンは初回 0.1m，2 回目以後 0.5m と決定した．なお，重錘(W=8.44tonf)を高さ h(m)から落下させた場合の衝突速度 v(m/s)と，その時の運動エネルギー$E_V$ の(tonf・m)値を参考として右表に示す．

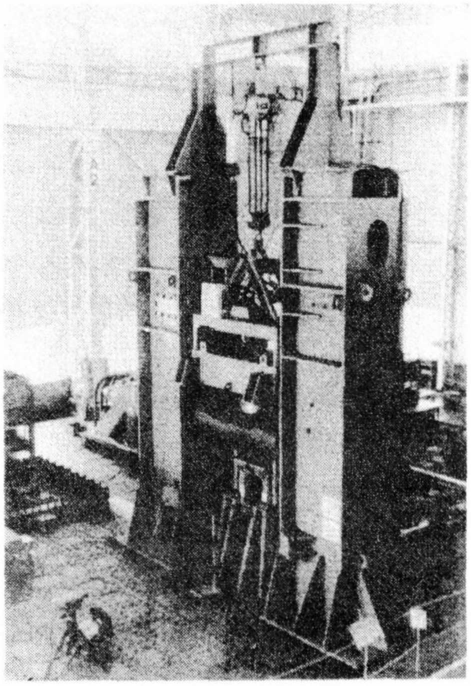


写真 2.1　衝撃破壊実験装置の外観

| 高さ h(m) | 衝突速度 v(m/s) | 運動ｴﾈﾙｷﾞｰ $E_V$(tonf·m) |
|---|---|---|
| 0.1 | 1.40 | 0.844 |
| 0.5 | 3.13 | 4.220 |

b)計測方法

各計測機器を図 2.3 に示すように配置し，加速度，変位，ひずみのデータを計測した．

衝撃荷重は，重錘の頂部に設置したひずみ型加速度計(200G)と荷重伝達材に貼り付けたひずみゲージにより計測したが，衝撃荷重の計測値は信頼性のより高い荷重伝達材(重量は 0.7tonf)のひずみより換算して求めた．

重錘の変位はワイヤー式変位計により計測し，供試体のピン間変位はレーザー式変位計により測定した．

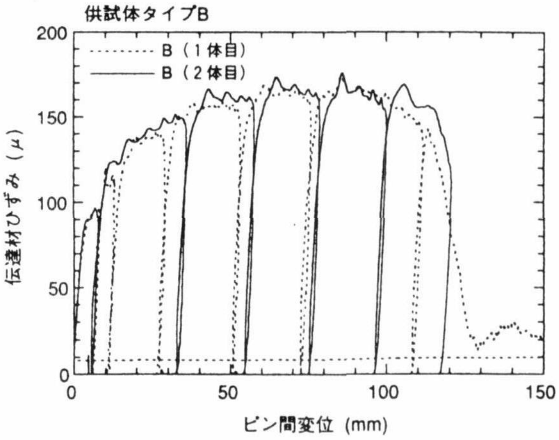


図 2.4　伝達材ひずみとピン間変位の関係(衝撃破壊実験)

2.4 静的破壊実験結果

(1)破断状況

連結板の破断は，全ての供試体において塑性変形後の延性破壊であり，脆性破壊したものは無かった．これは，破断後の破面調査の結果からも確認できた．

静的破壊試験における連結板の破断状況は，そのタイプにより写真 2.2 のように①引張せん断延性破壊(供試体 A)，②引張曲げ延性破壊(供試体 B)，③せん断破壊(供試体 C，$C_0$)の 3 つの破壊形態に分類することができる． なお，同じタイプの連結板でも b'の値により，破壊モードが異なることが分かった．例えば，B タイプにおいて b'の値を大きくしていくと $B_4$'では破壊モードが引張せん断延性破壊となる．逆に，b'の値を小さくしていくと C タイプでも，$C_2$'，$C_1$'では曲げ引張延性破壊となる．

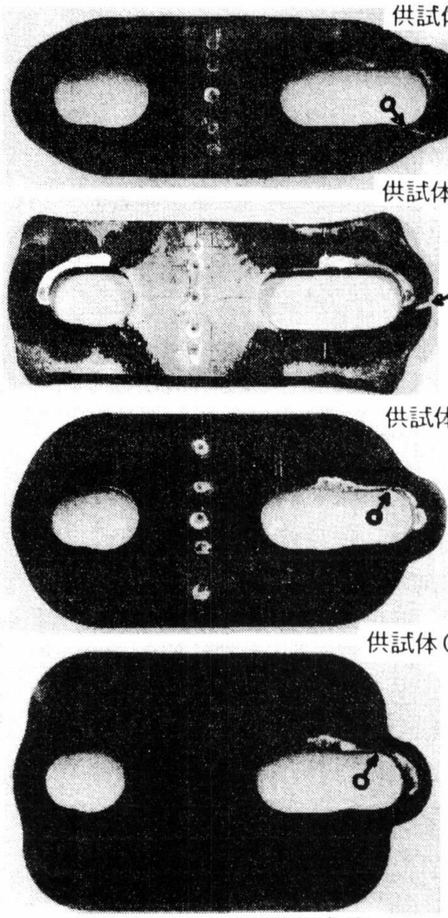


写真 2.2　破断状況(静的実験)

(2)各種パラメータの影響

最大強度等に及ぼすパラメータの影響は次のとおりである．なお，破断伸びは材料の不安定領域における現象であり，き裂発生部近傍の微妙な拘束条件に影響されるので，全体として各種パラメータの影響は明確ではない．

表 2.3 最大荷重と吸収エネルギー(静的破壊実験)

| 供試体 | 最大荷重 (tonf) | 最大変位 (mm) | 最大荷重までの吸収ｴﾈﾙｷﾞｰ (tonf・m) | 破断変位 (mm) | 破断までの吸収ｴﾈﾙｷﾞｰ (tonf・m) |
|---|---|---|---|---|---|
| A | 154 | 79 | 10.6 | 132 | 18.6 |
| $A_L$ | 159 | 87 | 12.0 | 114 | 16.1 |
| B | 168 | 96 | 14.0 | 129 | 19.4 |
|  | 155 | 74 | 10.0 | 116 | 16.0 |
| $B_L$ | 157 | 71 | 9.6 | 125 | 17.3 |
|  | 156 | 80 | 10.7 | 124 | 16.7 |
| $B_W$ | 195 | 85 | 14.3 | 126 | 21.5 |
| $B_S$ | 131 | 86 | 9.5 | 129 | 14.8 |

①形状(タイプ A, B, C)(図 2.5 参照)

最大荷重 $P_{max}$ は，幅が最大のタイプ C が最も大きいが，他のタイプに比べてその差は 4%程度であり，幅の増加率 40%に比べて最大荷重の増加の割合は小さい.

②ピン孔の中心間距離(L) (表 2.3 参照)

ピン孔の中心間距離を変化させても，最大荷重に有意な差は認められない.

③幅(B) (表 2.3 参照)

供試体 $B_W$ と供試体 B の最大荷重の比(195/155=1.26)は，側部縁端距離 b'(＝b)の比(100/75=1.33)より小さい.

④板厚(t)(図 2.6 参照)

供試体 $C_T$ 供試体 C の最大荷重の比(236/161=1.47)は，板厚比(36/25=1.44)にほぼ等しいので，最大荷重は板厚に比例して増大する．また，破断伸びは板厚が厚くなる程増加するとは言えない.

⑤ピン径($R_2$) (図 2.7 参照)

ピン孔径($R_1$)を一定としてピン径($R_2$)を変化させた場合，ピン径が小さい程，最大荷重と吸収エネルギーは，ともに小さくなる傾向がある.

⑥材質(SM490A, SS400) (表 2.3 参照)

供試体 $B_S$ と供試体 B の最大荷重の比(131/155=0.84)は，材料の引張り強さの比(43.1/52.9=0.82)にほぼ等しい．また，破断伸びの比の値(129/116=1.11)も材料試験の伸び(%)の比(35.3/30.6=1.15)にほぼ対応している.

⑦縁端距離(b)(図 2.8 参照)

供試体 C は，供試体 $C_O$ に比べてピン孔の内縁から外縁までの縁端距離 b が 1.50 倍と長く，b に直交する側部縁端距離 b'が 0.83 倍で短い．両者を比較すると，供試体 C の方が供試体 $C_O$ よりも最大荷重，吸収エネルギーともに大幅に増加している．連結板の強度特性は，側部縁端距離 b'よりも縁端距離 b の値に影響を受けていると考えられる.

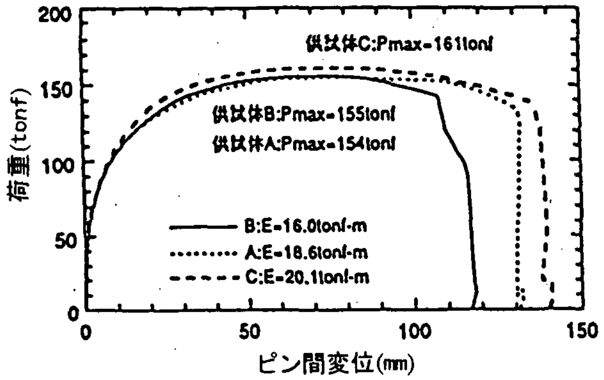



図 2.5 荷重とピン間変位の関係(形状の影響)

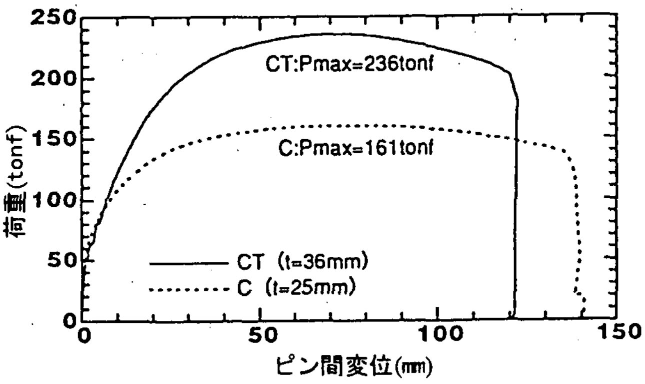



図 2.6 荷重とピン間変位の関係(板厚の影響)

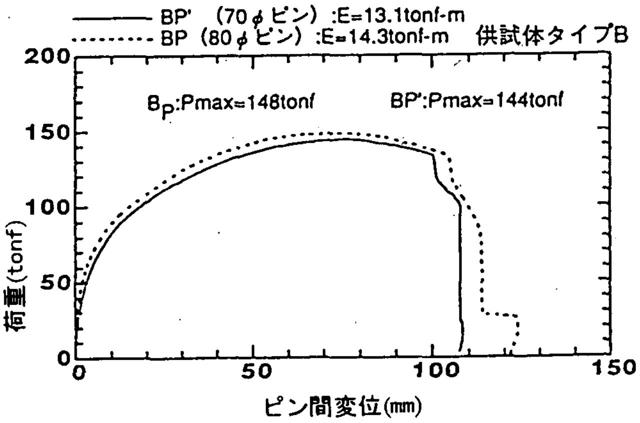



図 2.7 荷重とピン間変位の関係(ピン径の影響)

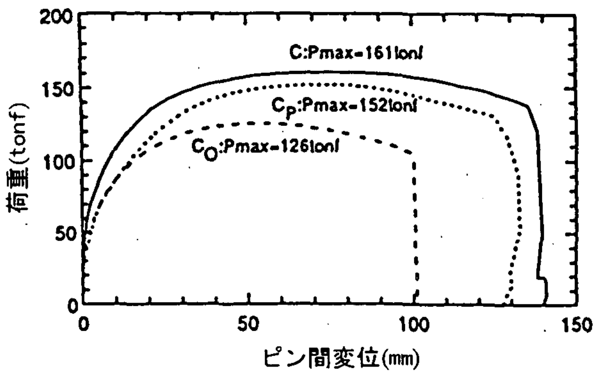



図 2.8 荷重とピン間変位の関係(b 長さの影響)

⑧側部縁端距離(b')(図 2.9, 2.10 参照)

供試体 B と供試体 C において，縁端距離(b)の長さを一定として側部縁端距離(b')の長さを変化させると（供試体 $B_2$', $B_3$', $B_4$', $C_1$', $C_2$'），曲げ引張り延性破壊からせん断延性破壊へ破壊形態が変化するが，最大荷重に達するまでの各供試体の挙動はほとんど変化がない．

⑨角部の形状($R_4$)(図 2.11 参照)

供試体 $B_2$'と $C_2$'の結果を比較すると，角部の $R_4$ の値を変化させも角部の形状が最大強度に及ぼす影響は小さい．

## 2.5 ピンに巻いたゴムの影響

ピンにゴムを巻いた場合の荷重とピン間変位の関係について，ゴムを巻いていない場合の結果と比較して，図 2.12, 2.13 に示す．これらの図中にはゴムの圧縮量に相当すると考えられる変位量だけ，ゴム無しピンの場合のピン間変位をシフトした結果も示した．ゴム巻きピンの荷重－変位曲線は，先ずゴムの変形が進行した後，連結板が変形するという挙動を示している．ゴムの圧縮量分だけシフトしたゴム無しピンの曲線は；ゴムが破断後のゴム巻きピンの曲線によく一致しており，ゴムは連結板自体の最大強度には，ほとんど影響を及ぼしていないことが分かる．

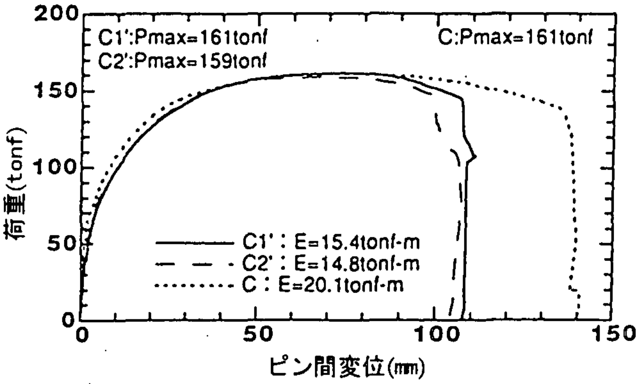



図 2.9 荷重とピン間変位の関係(b'長さの影響 1)

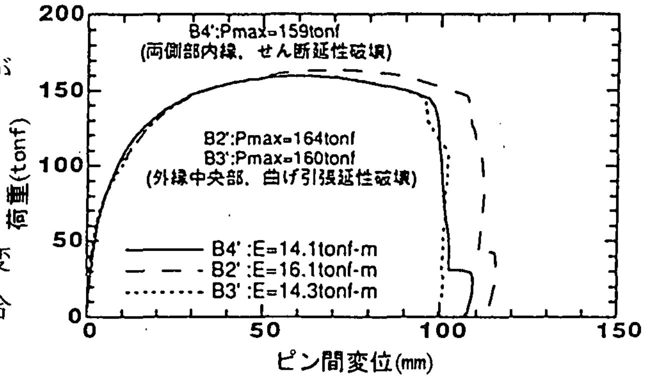



図 2.10 荷重とピン間変位の関係(b'長さの影響 2)

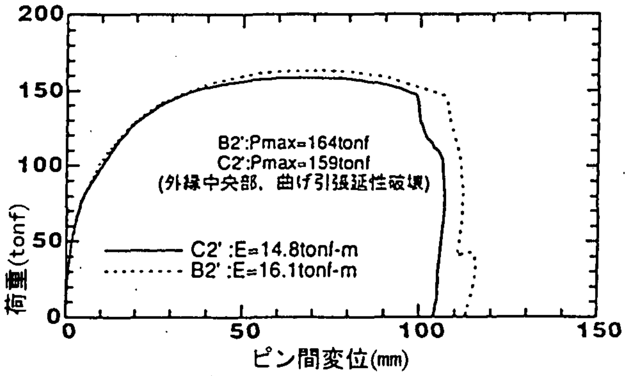



図 2.11 荷重とピン間変位の関係(角部形状の影響)

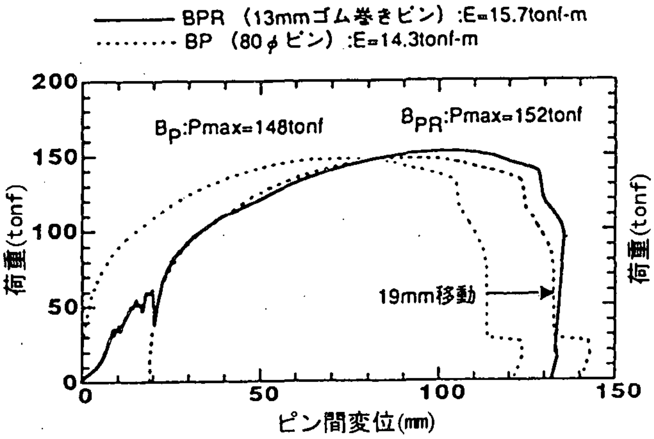



図 2.12 荷重とピン間変位の関係(18mmゴム巻きピン)

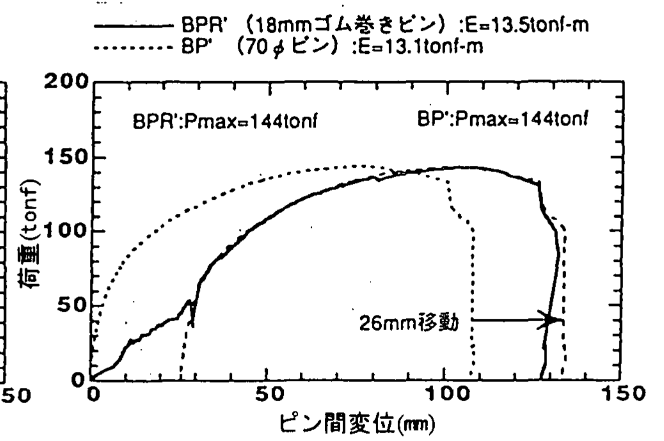



図 2.13 荷重とピン間変位の関係(13mmゴム巻きピン)

ゴムが切断されるまでの吸収エネルギーの計算結果を表 2.4 に示す．本実験に使用した程度の厚さのゴムでは，エネルギー吸収量はわずかであり，その効果は小さい．したがっ

て，ゴム巻ピンの衝撃緩衝効果を積極的に評価するためには，ゴムの厚さを厚くするとともに，ゴムの材質を工夫してより高い破断強度にする必要がある．

表 2.4 ゴム巻きピンの吸収エネルギー

| 供試体 | ゴム厚 (mm) | ピン径 (mm) | ゴム切断までの吸収エネルギー (tonf・m) ① | 全吸収エネルギーに占める①の割合 |
|---|---|---|---|---|
| $C_{PR}$ | 8 | 40 | 0.23 | 1.5% |
| $B_{PR}$ | 13 | 40 | 0.66 | 4.2% |
| $B_{PR}'$ | 18 | 35 | 0.76 | 5.6% |

## 2.6 衝撃破壊実験結果

### (1) 静的実験と衝撃実験の比較

6 つの供試体 A，B，$B_W$，$B_{PR}$，C，$C_{PR}$ について衝撃破壊実験を行った．各供試体の破断状況(破断位置，破壊モードの基本的な傾向)は，静的破壊実験結果とほぼ同様であった．ただし，最終の載荷段階おけるピンの抜け落ちにより，破断形状が異なる場合があった．

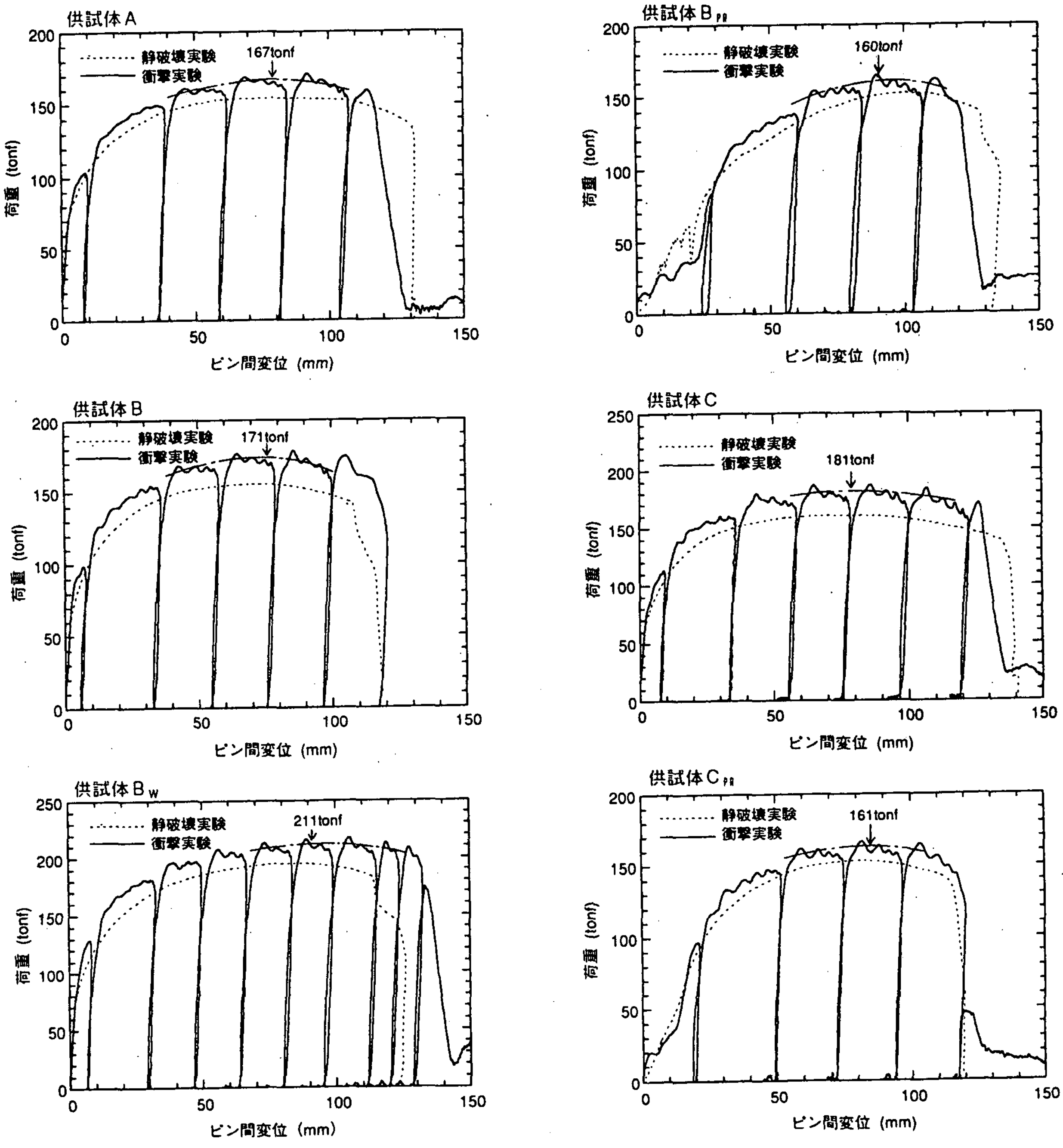



図 2.14　荷重とピン間変位の関係(衝撃破壊実験)

各供試体について，衝撃破壊実験の荷重とピン間変位との関係を静的破壊実験の結果と比較して図 2.14 に示す．なお，衝撃荷重は，荷重伝達材のひずみから換算した値を用いている．これらの荷重－変位曲線より，今回の実験条件では次のことが明らかになった．

① 衝撃力を作用させても脆性破壊せずに，静的破壊実験と同様に延性破壊する．

② 衝撃破壊実験の荷重－変位曲線は，静的破壊実験のそれとその形状，大きさ等の傾向がよく一致している．

③ 衝撃力を作用させても衝突時のピーク荷重の発生という現象は見られない．

以上の結果より，最大荷重と吸収エネルギーに関しては，静的実験結果から衝撃実験結果を推定できることが確認された．

最大荷重について，各供試体の衝撃破壊実験結果と静的破壊実験結果の比の値を右に示す．衝撃実験の最大荷重は静的実験のそれよりも，ゴム無しピンの場合は 8～12%，ゴム巻きピンの場合は約 6%増加する．これは，各供試体において変形時の局部的なひずみ速度が微妙に異なることが原因の1つと考えられる．

| 供試体 | | | |
|---|---|---|---|
| | A : 1.08 | $B_W$ : 1.08 | $B_{PR}$ : 1.06 |
| | B : 1.10 | C : 1.12 | $C_{PR}$ : 1.06 |

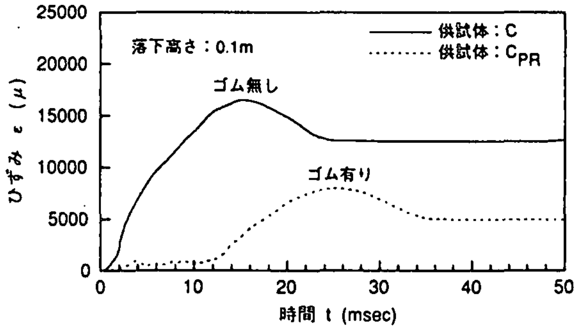



図 2.15　ピン孔周りのひずみ時間変化に及ぼすゴム巻きピンの影響

### (2) ゴム巻きピンの効果

ゴム巻きピンを使用した供試体$C_{PR}$において，重錘を0.1mの高さから自由落下させ，載荷方向から55° 位置のピン孔接線方向のひずみ値の時間変動を図2.15に示す．図2.15より，ゴム巻きピンはゴムが破断するまでは，連結板のピン孔周りの急激な応力の増加を抑制する効果があると言える．しかし，この個所の応力は連結板の最大強度に直接関係していないので，この結果のみからゴム巻きピンの有効性を論ずることはできない．ゴムの効果が期待できるようにするには，ゴムの厚さを厚くしゴムの破断強度を増大させる必要がある．

## 2.7 連結板の最大強度の推定

現行の設計式は，アイバー形状をした連結板のピン孔周りの応力集中を考慮した弾性設計であるため，終局強度と必ずしも関連があるとは言えない．特に現行の設計式では，側部縁端部において断面が決定されるケースが多く，実験の破断位置とは異なっている．したがって，終局強度に関しては，弾性設計とは異なる手法によって評価する必要がある．

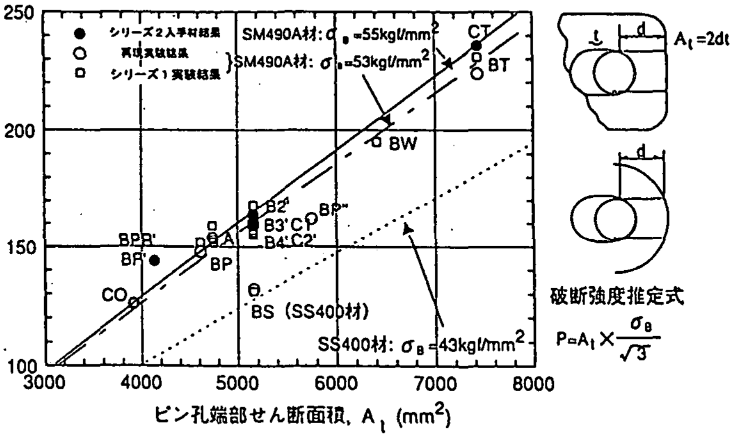



図 2.16　せん断面積と最大荷重の関係(静的破壊実験)

静的破壊実験結果より，連結板の最大強度を推定する一手法として，ピン孔端（ピン径端位置）における連結板のせん断面積 $A_t$ と最大荷重 $P_{max}$ との関係を，連結板の引張強さ

$\sigma_B$に着目して整理し，その結果を図 2.16 に示す．図 2.16 より，$P_{max}$の実験値は(2.1)式のほぼ直線上に存在することが分かる．(2.1)式から算出される推定荷重は，実験値の最大荷重に対して±10%の範囲内にある．本実験に用いた連結板の範囲内であれば，このような簡単な方法によって最大強度を推定できることが分かる．

$$P = A_t \tau_B = \frac{A_t \sigma_B}{\sqrt{3}} \qquad (2.1)$$

ここに，$A_t$：ピン孔端部のせん断面積($mm^2$)，$\sigma_B$：連結板材の引張強さ($kgf/mm^2$)

## 3．桁取付け部の破壊実験

連結板の取付け部分は，桁端部のウェブを両面から補強板で補強した構造である．この桁取付け部は連結板よりも強くあるべきであるが，兵庫県南部地震では，ウェブが破断して補強板とともに破断する損傷が見られた．そのため，既設橋のウェブを補強する必要があるが，補強板周辺のウェブの強度については過去に研究例がなく，また優れた強度特性を有する補強板の形状及び補強方法について明確な規定はない．

そこで，本実験では桁取付け部の最大強度と強度特性を把握し，最大強度の推定方法を検討するとともに，既設橋に対する有効な補強対策案を見出すことを目的とし，従来の長方形補強板構造と新たな補強板構造について，実物大モデルによる静的破壊実験を行った．また，供試体に貼付したひずみゲージにより，ウェブが局部的に塑性域に入った後，どのような順序で塑性変形が進行して破断に至るかも調査した．

### 3.1 供試体と実験装置

実験は，図 3.1 に示す直立型実験装置の下部に，供試体の下端(剛性を上げるために増厚した部分)を多数のピンで固定し，上端の補強板部分を 500tonf センターホールジャッキによりピンを引張り，実橋と同様に載荷する方法とした．ピン径は 90mm，補強板のピン孔径は 95mm とした．

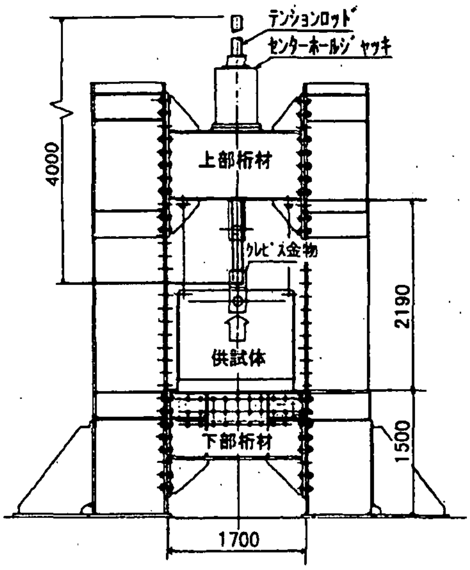


図 3.1　桁取付け部破壊実験装置

供試体は実物大モデルとし，事前の FEM 解析により補強板の形状，板厚，補強方法，腹板の板厚等を変化させて強度特性を検討し，4 つモデルを考えた(表 3.1 参照)．補強板の形状は，従来から長方形が多く使われているため，長方形の補強板を対象とした．

モデル A は，実橋の典型的な構造の一例として縦横比が比較的大きい補強板である．

モデル B は，モデル A の腹板を補強した構造であり，モデル A にスティフナ(以下，補強スティフナという．)による補強を行ったものである．モデル A，B ともに腹板の板厚は 9mm，補強板のすみ肉溶接脚長は 8mm であり，また補強板の材質は，腹板と同じ SS400 とした．

モデル C は，腹板に対して補強板が強固な場合を想定し，補強板の材質を SM490A とするとともに板厚を厚くし，しかも縦横比を小さくした．

また，モデル D は，モデル C の腹板の強度を向上させるため，補強板を拡大したものである．桁端部には支点上補剛材が付いているため補強板を設置するスペースが制約されており，補強板の形状を無制限に大きくすることはできない．そのため，補強板を支点上補剛材位置まで拡大し，かつ引張力に対するウェブの有効幅(補強板下端部の辺長)を大きくするためバチ形の形状にした．なお，モデル C とモデル D は腹板から破断させることを想定して腹板の板厚を 8mm とした．実際に製作したモデルの板厚を初期状態で計測したところ図面寸法より薄かった．モデル C ではそれぞれ 8.66mm と 8.71mm, モデル D では 7.86mm と 7.87mm であった．供試体に用いた鋼材の材料試験結果を表 3.2 に示す．

### 3.2 計測項目と計測方法

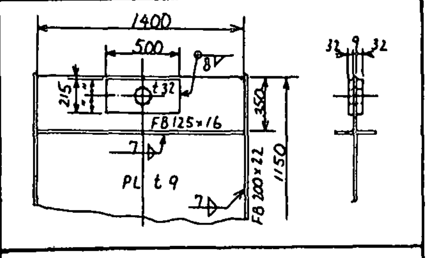
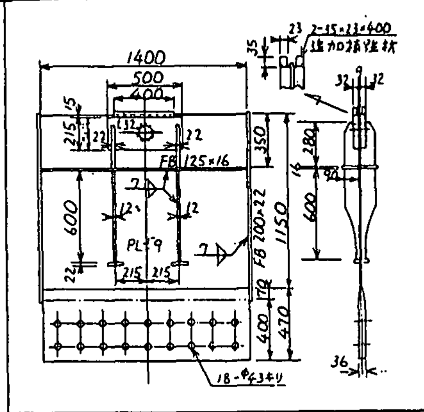
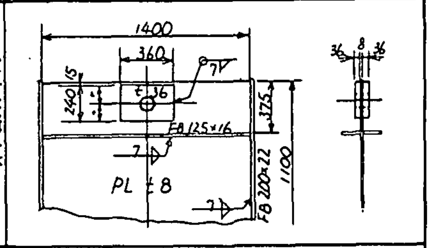
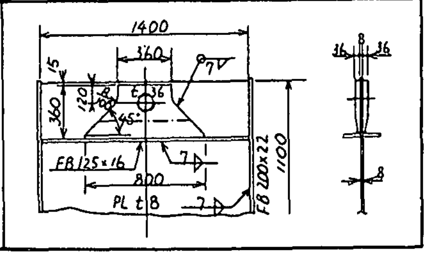
計測は，供試体が局部的破断に至るまでの荷重とピン変位を記録した．その他の変位及び各部のひずみは，静ひずみ計を用いて荷重のステップ毎に計測し記録した．

ひずみの計測位置の例としてモデル A の場合を図 3.2 に示す．他のモデルもほぼ同様な考え方でひずみを計測したが，モデル B では，補強スティナフの応力とスティナフ先端の腹板の応力も計測した．

### 3.3 破壊状況と最大強度

モデル A とモデル C は補強板取付け部の腹板が破断し，モデル B は腹板ではなく補強板が破断した．モデル D は破断には至らなかった．これらモデルの実験終了時の破壊状況を写真 3.1 に示す．また，各モデルのピン位置における荷重－変位曲線を図 3.3 に示す．

表 3.1　モデルの種類と構造

| ﾓﾃﾞﾙ | 構　造 |
|---|---|
| A (従来構造) |  |
| B (補強スティフナ追加型) |  |
| C (従来構造、補強板剛性大) |  |
| D (バチ形拡大補強板型) |  |

(注) 材質は、モデルCとモデルDの補強板に SM490 を用いた他は、すべて SS400 である。

表 3.2　材料試験結果

単位(kgf／mm²)

| 材質・板厚 / 項目 | SS400 | | | | | SM490A |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | 8mm | 9mm | 12mm | 22mm | 32mm | 36mm |
| 降伏点 | 33.3 | 34.6 | 32.6 | 30.1 | 27.6 | 35.8 |
| 引張強さ | 47.4 | 46.3 | 44.4 | 44.6 | 42.7 | 52.7 |
| 伸び (%) | 27.7 | 30.1 | 32.3 | 32.7 | 36.5 | 31.8 |

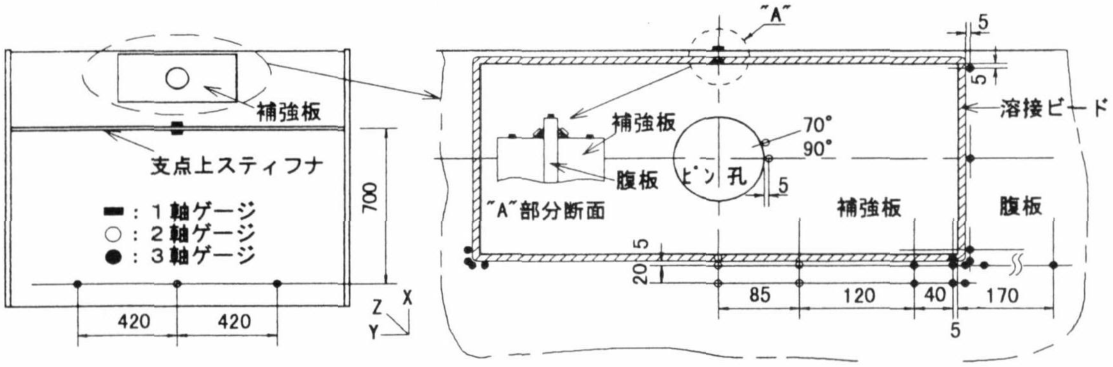
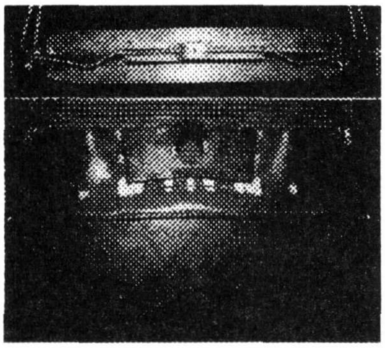



図 3.2　ひずみ計測位置の例（モデル A）

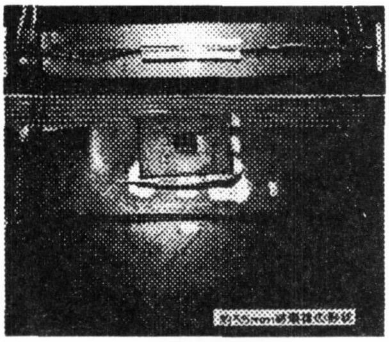
モデル A は，最大荷重 278tonf の時，補強板下端部の腹板の中央部からき裂が入り一瞬にして補強板の幅一杯に進展した．補強板は面内で大きく曲げ変形し，その影響で補強板側部の腹板は大きく座屈変形を起こしていた．また，補強板自体のピン荷重作用部分も，すでに上端面中央部にき裂が発生し破断寸前であった．なお，実橋の構造の向きは，実験モデルを 90°回転させた方向であり，実験での補強板下端部は実橋での補強板側部になるが，本報告では実験での方向で呼ぶことにする．

モデル A がピン荷重作用部でも破断寸前であったので，モデル B は，補強板のピン荷重せん断部に部材を追加して断面積で約 25%補強したが，最終的にはその部分で破断した．しかし，腹板は補強スティフナの効果により健全であり，最大荷重が 395tonf であったことから，強度は少なくともモデル A に対して 40%は向上することが確かめられた．

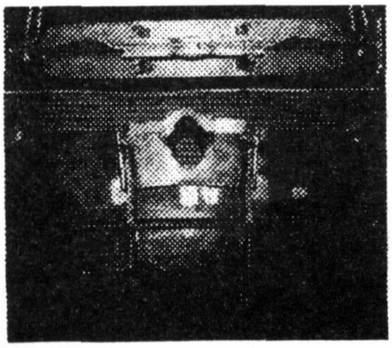
モデル C は，補強板の剛性が高いため補強板が破壊したり大きく変形したりすることはなく，補強板下端部の腹板が最大荷重 274tonf で破断した．



モデル A



モデル C



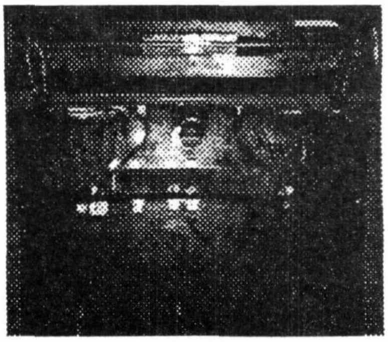


写真 3.1　桁取付部実験終了時の破壊状況

モデル B　　モデル D

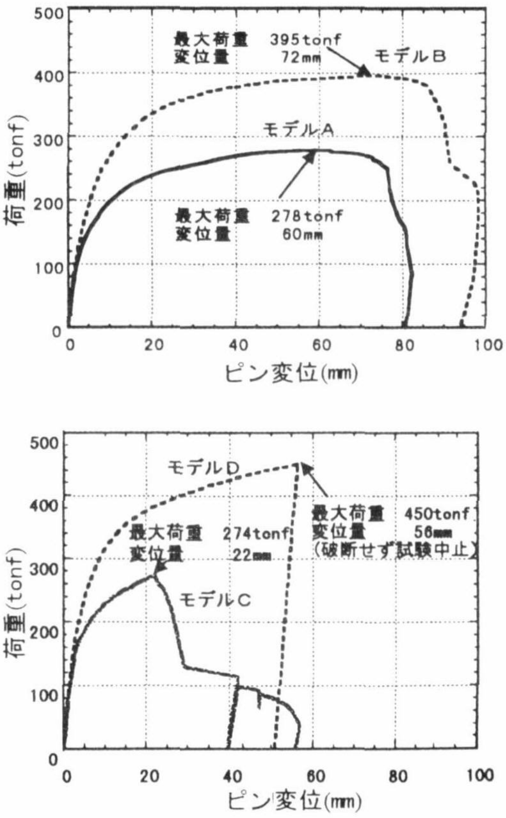



図 3.3　荷重とピン変位の関係

モデル D は補強効果が十分あり，450tonf まで載荷したが破壊した個所はなかった．モデル D の補強方法はモデル A に比べて，腹板の強度を少なくとも 1.6 倍は向上させることが分かった．

なお，図 3.3 のモデル A，モデル B のピンの変位がモデル C，モデル D より大きいのは，前者は補強板のピン孔のせん断抜け部分の変形量が後者より著しく大きいためである．

### 3.4 塑性変形の進行状況

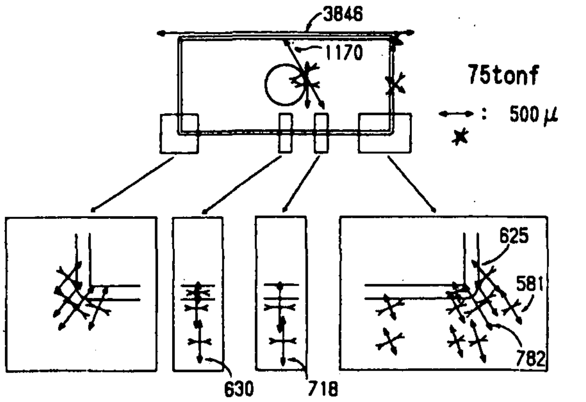
ピン荷重を増大させた場合，補強板とその周辺の腹板がどのような順序で塑性応力状態に入るのか，またその荷重と破断時の最大荷重との関係を調べるため，補強板とその周辺にひずみゲージを貼付し，ひずみを計測するとともに塑性変形の進行状況を観察した．

各モデルの補強板とその周辺の主ひずみ分布の変化の計測結果をそれぞれ図 3.4～図 3.7 に示す．これらの図より，補強板とその周辺の構造部材は，荷重の増加により，複雑な様相を呈しながら塑性変形が進んでいくことが分る．このひずみの計測結果及び実験途中の観察結果から，各モデルの補強板周辺のどの部分がどの荷重ステップで塑性域に入り，ひずみが急激に増大していくか，また座屈するかを最終破断位置(または破断推定位置)に関係ある部分を中心に，各モデルの荷重－変位線図に記入したものを図 3.8～図 3.11 に示す．これらの図と主ひずみ分布を合わせ見て，各モデルの塑性変形の進行状況及び強度特性について考察する．

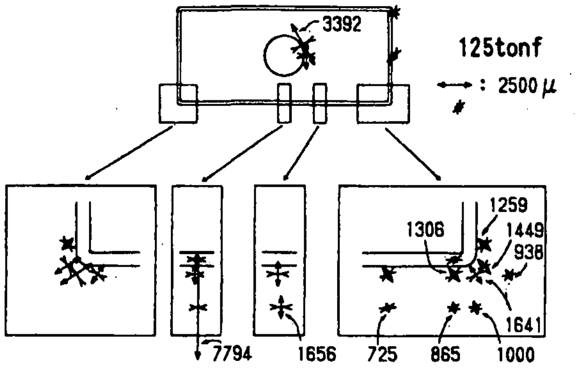
#### (1) モデル A

縦横比が比較的大きい長方形の補強板のモデル A は，補強板下端部の腹板の中央部からき裂が入り，一瞬にして進展して破断した．その時既に，補強板のピン荷重作用部分も上端面中央部にき裂が発生しており破断寸前であった．これは，補強板が腹板と同等の耐荷力しか持っていなかったためであるが，このような場合には，弾性応力状態では，補強板のピン孔周りの方が腹板より応力が高く，早く塑性域に入る．このことは，図 3.4 の荷重 75tonf の状態を見れば分る．

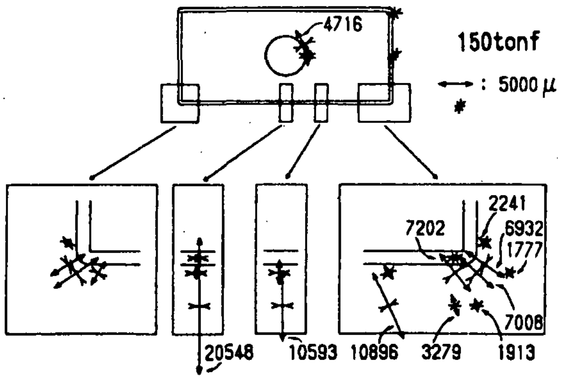
従来の設計基準でモデル A を設計した時の設計荷重は 82.9tonf であるが，この荷重では補強板のピン孔周りは塑性域に入るが，腹板はすべて弾性域である．荷重 125tonf で補強板下端部のコーナー部及び中央部の一部分の腹板が塑性域に入り，荷重 150tonf では補強板下端部(側部は除く)腹板の全域が塑性域に入っていた．腹板のひずみは溶接ビート端から 5mm 離れた位置と 25mm 離れた位置の両方を計測していたが，ひずみが急速に増大するのは後者の位置であるのは興味深い．また，荷重 125tonf 付近から補強板のピン孔周りのひずみの進行速度は腹板のそれに比べて遅くなり，荷重 175tonf になるとひずみの大きさが完全に逆転する．補強板側部の腹板は，荷重 200tonf で塑性域に入り，荷重約 210tonf で補強板の面内の曲げ変形(塑性変形)による圧縮力で座屈した．その後は，補強板の面内曲げ変形の進行が早くなり，それによって補強板下端部中央の腹板の伸びが増大し，最大荷重 278tonf で破断した．この最大荷重を $P_{WM}$，補強板下端部の腹板全域が塑性域に入った時の荷重を $P_{WLY}$，補強板側部の腹板が座屈し，側部も含め，補強板周辺の腹板全域が塑性域に入った時の荷重を $P_{WY}$ とすると，$P_{WM}$ は $P_{WLY}$ の約 1.85 倍，$P_{WY}$ の約 1.32 倍である．この $P_{WM}$ と $P_{WY}$ の比は，材料の引張強さ $\sigma_B$ と降伏点 $\sigma_Y$ の比の値にほぼ等しい．



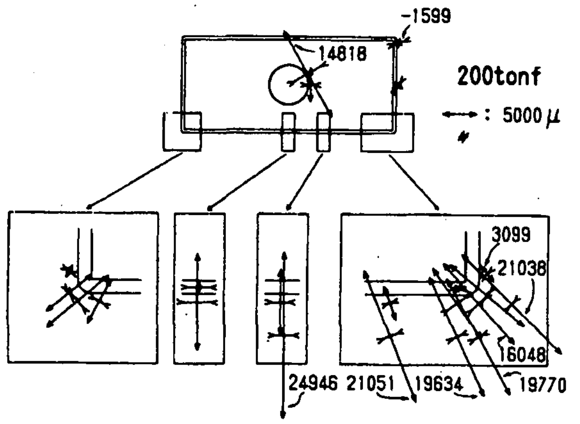

○ 補強板ピン荷重作用上端面塑性域（荷重 70tonf から）




○ 補強板下端中央部とコーナー部ウェブ塑性開始

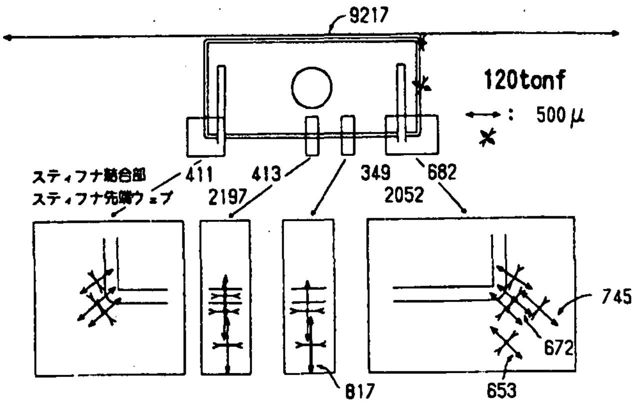



○ 補強板下端ウェブ全域塑性域

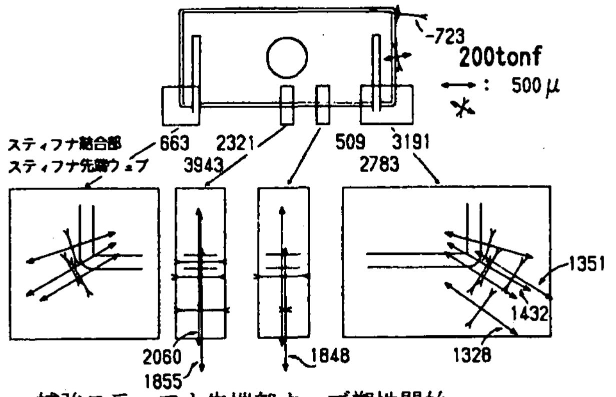



○ 補強板側部ウェブ塑性開始（約 210tonf で座屈）

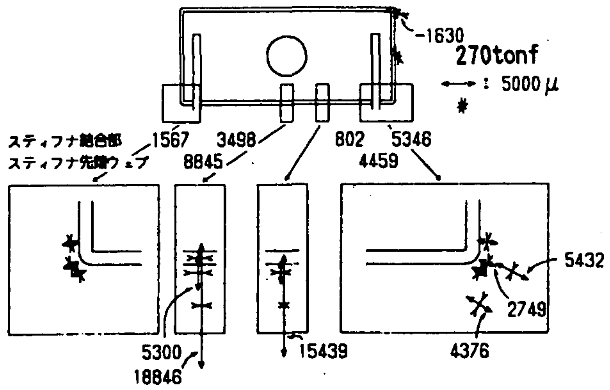
図 3.4　主ひずみ分布の変化（モデル A）



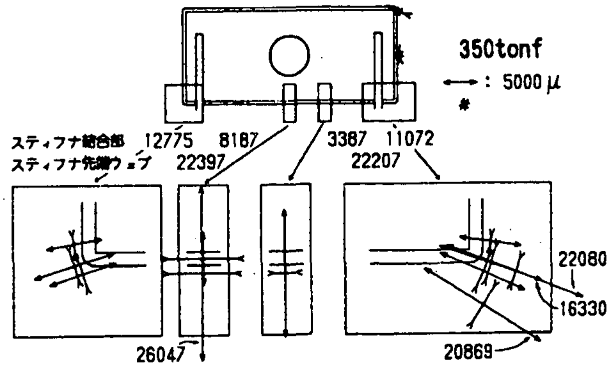

○ 補強板ピン荷重作用上端面塑性域（荷重 90tonf から）




○ 補強スティフナ先端部ウェブ塑性開始
○ 補強板下端ウェブ中央部塑性開始

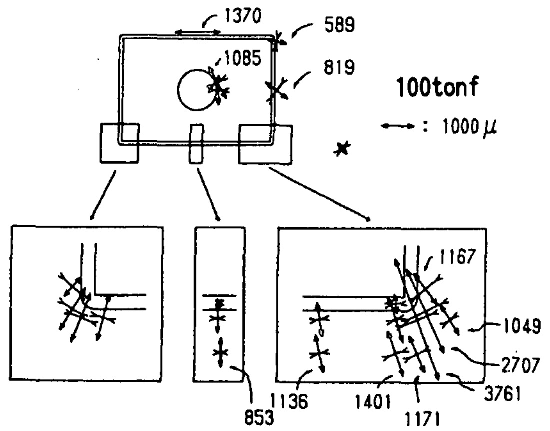



○ 補強スティフナ先端部ウェブ塑性域
○ 補強板下端ウェブ全域塑性域
○ 補強スティフナ片表面塑性域（曲げ変形）

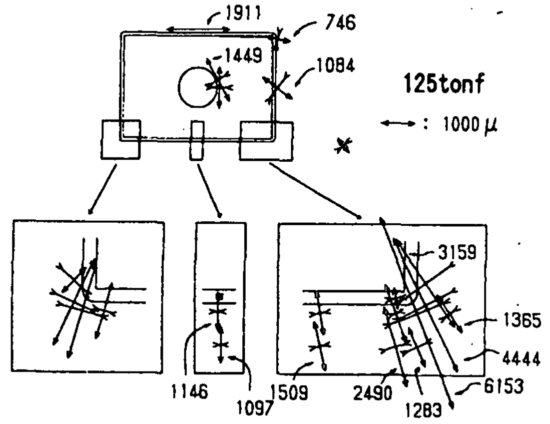



○ 補強スティフナ断面塑性域（約 310tonf から）
○ 補強スティフナ先端部ウェブほぼ全域塑性域に入る。

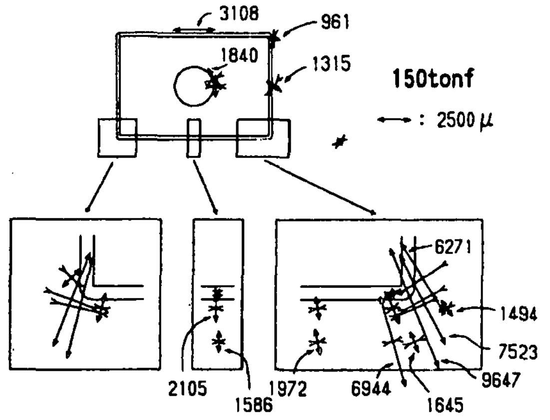
図 3.5　主ひずみ分布の変化（モデル B）



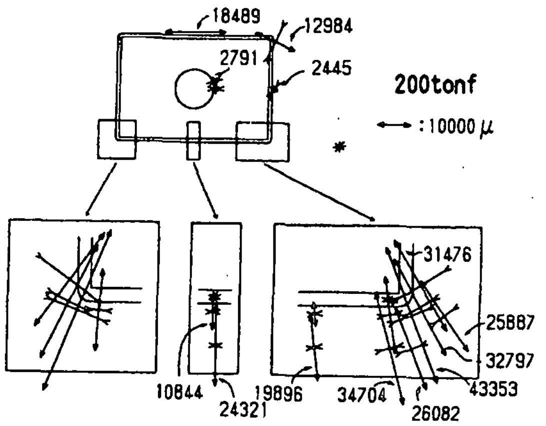

○ 補強板下端コーナー部ウェブ塑性域




○ 補強板ピン荷重作用部上端面塑性開始

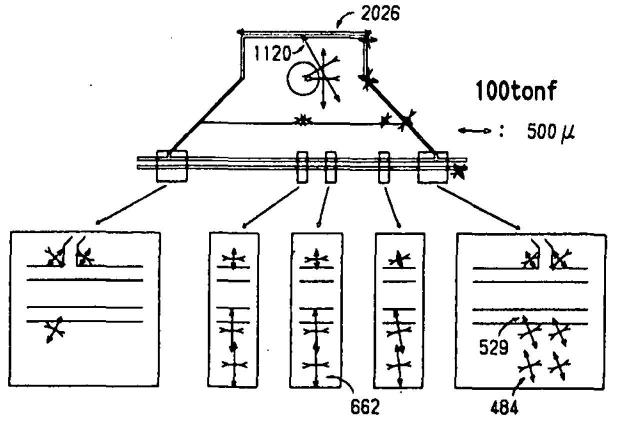



○ 補強板下端ウェブ全域塑性域

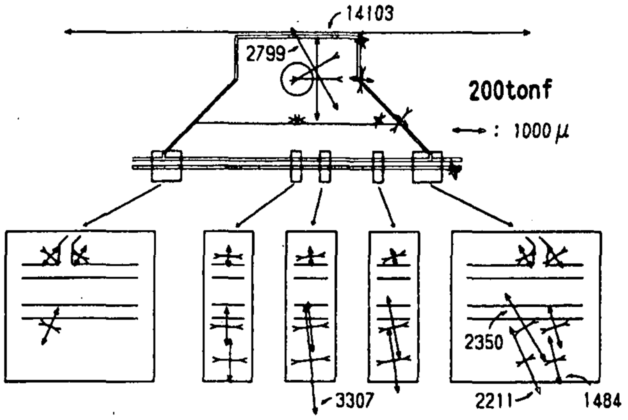



○ 補強板側部ウェブ塑性域

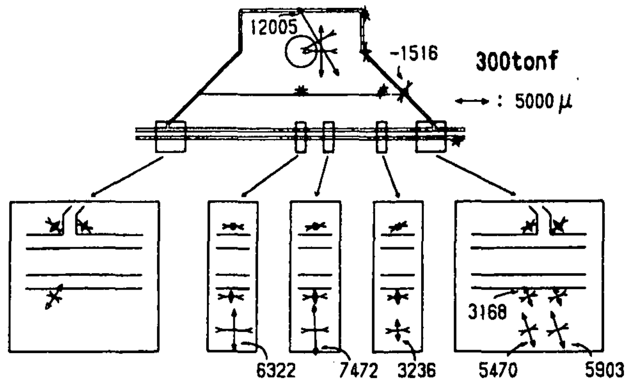
図 3.6　主ひずみ分布の変化(モデルC)



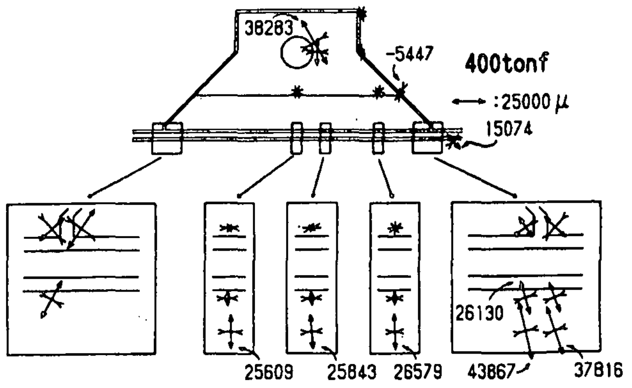

○ 補強板ピン荷重作用部上端面、塑性開始




○ 補強板下端ウェブ塑性開始




○ 補強板下端ウェブ全域塑性域




○ 補強板側部ウェブ塑性域（荷重約 350tonf から）

図 3.7　主ひずみ分布の変化(モデルD)

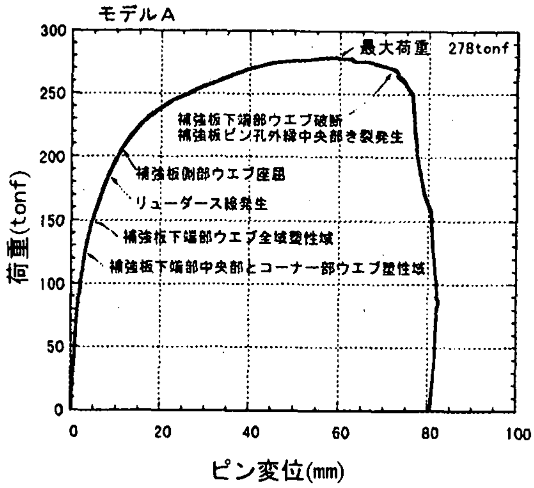



図 3.8 荷重変位関係と塑性変形の進行(モデル A)

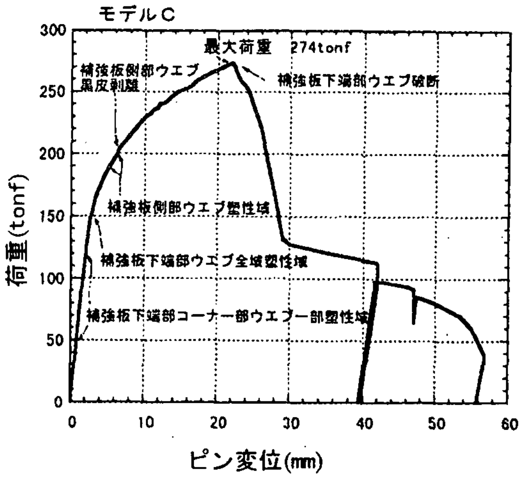



図 3.10 荷重変位関係と塑性変形の進行(モデル C)

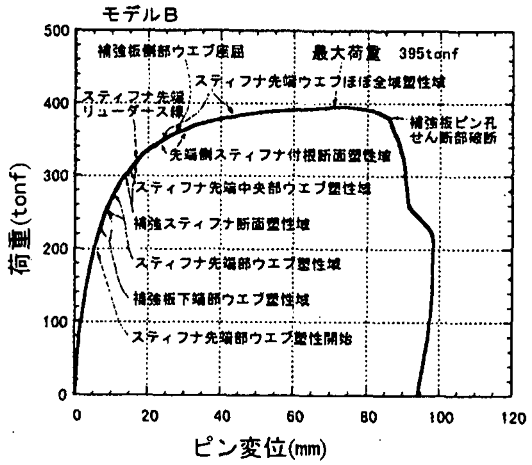



図 3.9 荷重変位関係と塑性変形の進行(モデル B)

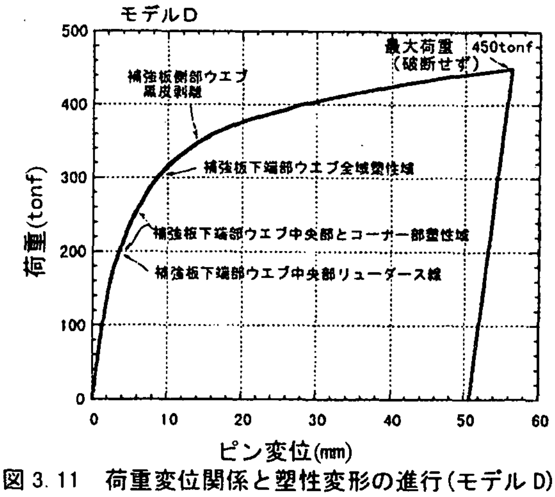



図 3.11 荷重変位関係と塑性変形の進行(モデル D)

(2) モデルB

モデル A に対してスティフナによる補強したモデル B は，補強板下端部の腹板が塑性域に入り始めるのは，荷重が約 200tonf からである．ところが，弾性域を有している補強スティフナに荷重が分担されるため，同部分のひずみはそれ以後増加の速度が鈍くなる．

一方，補強スティフナ先端の腹板は，荷重約 150tonf で応力集中部分が塑性域に入るが，周囲が弾性域のためひずみの進行速度は遅く，ひずみがある速さで増加し始めるのは，荷重が約 270tonf からである．そして，荷重が 330tonf になると，補強スティフナ先端の中間部の腹板も塑性域に入り，スティフナ先端部にリューダース線が見え始め，荷重が 360～380tonf でスティフナ先端位置の腹板ほぼ全域が塑性域に入る．

補強スティフナに着目すると，支点上補剛材との接合部分(スティフナ結合部)が荷重約 170tonf から曲げ応力として降伏点を越え始めるが，ひずみの進行速度は遅く，全断面が塑性域になるのは荷重約 310tonf からである．なお，図 3.5 においてスティフナ結合部の 2 つのひずみ値は，スティフナ両面のひずみ値を示している．

補強板の面内曲げ変形は，補強スティフナの支点上補剛材との結合部が全断面塑性域になる時から急速に増加し，同時に補強スティフナの支点上補剛材との結合部までの間も，補強板の変形に合わせて面内方向に変形している．実験では最大荷重 395tonf で補強板のピン荷重作用側上端面中央部からのき裂で同部分が破断した．

### (3) モデルC

モデル C は補強板に SM490A 材を使用し，板厚をモデル A より厚くし，しかも縦横比が小さい長方形にした供試体である．

最初に塑性域に入ったのは補強板下端部コーナーの応力集中部分の腹板である．荷重が約 50tonf から約 100tonf の間に塑性域に入り始め，次第に中央部にまで塑性域が広がり，約 150tonf で補強板下端部腹板全域が塑性域に入った．この荷重 $P_{WLY}$ は，モデル A の $P_{WLY}$ の値とほぼ同じだが，モデル C は腹板の板厚を 8mm(モデル A は 9mm)にしてあるため，実質的にはモデル C の $P_{WLY}$ はモデル A の $P_{WLY}$ より約 1.1 倍高いことになる．これは補強板が強固になり，補強板の面内曲げ変形量が小さくなったためである．

荷重が 150tonf を越えても補強板の形状に目視により確認できる変化は無く，モデル A のような面内変形は生じない．約 200tonf になると補強板側部の腹板が塑性域に入り，同部分の黒皮が剥離し始める．そして荷重の増大につれ，同部分のひずみと変形量が急速に増大し，その結果，補強板下端部腹板のひずみも急速に増大し，最大荷重 274tonf で同部分が破断した．その最大荷重 $P_{WM}$ と $P_{WLY}$ との比は約 1.8，補強板周辺の腹板全域が塑性域に入る荷重 $P_{WY}$ との比は約 1.37 であり，モデル A とほぼ同じ値である．

### (4) モデルD

モデル D はモデル C の補強構造案であり，補強板を支点上補剛材まで拡大し，バチ形の形状にしたものである．このモデル D は，補強板と支点上補剛材との溶接部分が強度上の弱点にならないよう施工には注意が必要である．そのため，補強板の板厚をテーパーし，力がスムーズに腹板に流れるよう配慮した．実験では同部分の強度に問題は無かった．

このタイプは，腹板の広い範囲に応力が流れるため，腹板に発生する応力は小さくなり，最初に塑性域に入ったのはモデル A と同様，補強板の上端面中央部である．

一方，補強板下端部(支点上補剛材の下側)の腹板中央部とコーナー部が塑性域に入り始めるのは約 200tonf からであり，下端部全域が塑性域に入りひずみが大きく進行し始めるのは，荷重が約 300～320tonf である．しかし，ひずみの進行速度は緩やかである．これは，それ以後の荷重増分を補強板側部の腹板が多く分担し始めるからである．また，支点上補剛材の剛性もある程度寄与しているものと思われる．結局，試験機の能力の 450tonf まで荷重を上げても破断した個所は無かった．しかし，補強板のピン孔のせん断抜け部分はかなり塑性変形が進んでいた．

## 3.5 桁取付け部の最大強度の推定

### (1) 補強板の最大強度の推定

補強板自体の最大強度はピン荷重によるピン孔部分のせん断抜けで決まるが，この部分の破壊モードは，連結板タイプ B のそれと似ており，ピン孔上端面中央部のき裂から破断した．連結板の最大強度はピン径端の連結板のせん断強度で決まるとして推定式を作ったが，補強板についても同様な考えが成り立つか検討する．ただし，補強板の場合は腹板があり，その腹板と補強板の端部が不揃いのため腹板にき裂が入りやすいこと，さらに補強板と連結板の境界条件の違い等があるため，それらの影響を考慮した係数を考えた．

最大強度 $P_{RM}$ の推定式を(3.1)式に示す．

$$P_{RM} = \frac{2kd}{\sqrt{3}}(2t_R\sigma_{BR} + \eta t_W\sigma_{BW}) \qquad (3.1)$$

ここに，

$P_{RM}$：補強板の水平方向のピン荷重に対する最大強度(kgf)

$\sigma_{BR}$：補強板の引張強さ(kgf/mm$^2$)

$\sigma_{BW}$：腹板の引張強さ(kgf/mm$^2$)

$t_R$：補強板の板厚(mm)

$t_w$：腹板の板厚(mm)

k：補強板と連結板の端部拘束条件の違いの影響係数

η：腹板の有効率

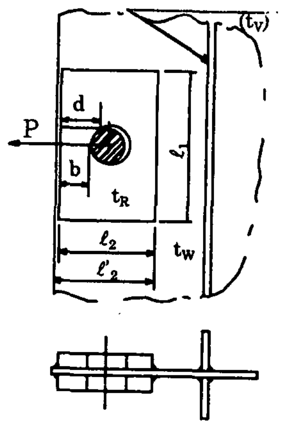



図 3.12　長方形補強板

d：図 3.12 に示すピン外径部に接する補強板のせん断長さ(mm)で(3.2)式より求める．

$$d = b + R_1 - \sqrt{R_1^2 - R_2^2} \qquad (3.2)$$

ここに，

b：図 3.12 に示す寸法(mm)

$R_1$：ピン孔半径(mm)

$R_2$：ピン半径(mm)

(3.1)式より，同部分が破断寸前となったモデル A について k=1.0 とした場合の最大強度を推定する．

モデル A では，実測の材料値を用いた場合，d=92.3mm であるため，η＝0とすると，$P_{RM}$=291.3tonf，η＝1.0とすると，$P_{RM}$=334.0 tonf となる．

実験では $P_{max}$=278tonf で補強板下端部の腹板が破断したが，その時，補強板のピン荷重作用部分は大きく塑性変形し，補強板上端面中央部にはすでにき裂が入っており，まもなく破断するところであった．したがって，k を 1.0 とした場合は，実験値は腹板の有効率 η を 0 にした場合の $P_{RM}$ に近いといえる．

一方，モデル B について，補強板端部の補強材断面積の分だけ補強板の d が大きくなったと考え k=1.0 とした場合の $P_{RM}$ を求めると，η＝0の場合で 370.8tonf, η＝1.0の場合で 425.5tonf となる．実験では，この部分の破断荷重は 395tonf であり，η≒0.44 の時の $P_{RM}$ に相当する．モデル B の η がモデル A より大きくなったのは，前者の腹板端部が追加補強材の端面より内側に入り，腹板の有効率が向上したためと考えられる．実橋の構造はモデル A であることを考えると，実用的には k を 1.0 とし，かつ腹板の板厚を無視(η＝0)して(3.1)式より $P_{RM}$ を求めるのも一つの方法である．

### (2) 補強板周辺腹板の最大強度の推定式

モデル A とモデル C の実験結果から，長方形補強板構造の腹板の最大強度 $P_{WM}$ の推定式を作成した．モデル A とモデル C は，いずれも補強板下端部の腹板の中央部からき裂が入り破断した．破断位置は溶接ビード端から約 20～25mm の位置で引張応力によるものである．この部分の腹板全域が塑性域に入ったのは両モデルともに，荷重が約 150tonf の時である．しかし，その時点では補強板側部の腹板はまだ弾性域にあり，さらに大きな

荷重にも耐えられる状態にある．したがって，最大強度は補強板下端部の腹板だけではなく，側部の腹板も考慮する必要がある．補強板側部が座屈(モデルA)あるいは塑性域(モデルC)に入る荷重が約 200tonf であり，その後さらに 70tonf 以上の荷重に耐え，モデルAは 278tonf,モデルCは 274tonf で破断した．この間の荷重の増加する割合は，材料の引張強さ$\sigma_B$と降伏点$\sigma_Y$の比にほぼ等しい．

以上の事実を考慮に入れ，$P_{WM}$の推定式を作成した．それを参考までに(3.3)式に示す．

$$P_{WM} = \alpha(\ell_1 + 2\Delta\ell_1)t_W\sigma_{BW} + 2\beta(\ell_2' + \Delta\ell_2')t_W \cdot \frac{\sigma_{BW}}{\sqrt{3}} \quad (3.3)$$

ここに，

$P_{WM}$ ：腹板の水平方向荷重に対する最大強度(kgf)

$\ell_1$, $\ell_2$, $\ell_2'$：図 3.12 に示す寸法(mm)

$\Delta\ell_1 = 4t_w$ (mm), $\Delta\ell_2' = 2t_w$ (mm)

$\alpha$ ：補強板下端部の引張りに対する有効度係数

$\beta$ ：補強板側部のせん断有効度係数

$\alpha$と$\beta$の値は，補強板の縦横比が大きくなったり，補強板と腹板の板厚比が相対的に小さくなったりすると補強板の面内の曲げ変形が大きくなり，腹板の強度に対する補強板の有効度が低下することを意味した係数であり，補強板の面内の曲げ剛性が非常に大きい場合には，ともに 1.0 になる性質のものである．その係数が，補強板の縦横比や板厚比等とどのような関係にあるのかを理論的に導くのは困難であり，また実験式として導くには実験供試体数が少なすぎるため，今後の検討課題である．

## 4．まとめ

連結板の実物大供試体による静的破壊実験と衝撃破壊実験を行った結果，次のことが確認できた．

**(1)連結板の静的破壊実験**

・ピン孔内縁から外縁までの縁端距離 b を一定として，タイプ A，B，C のように連結板の形状を変化させても，最大強度はほとんど差が無い．

・縁端距離 b の値は最大強度と強い相関があり，最大荷重は縁端距離に比例して増加する．

・最大強度は，板厚及び材質の引張り強さに比例して増加する．

・ピン孔径に比べてピン径を小さくすると，最大強度と吸収エネルギーは減少する．

**(2)連結板の静的及び衝撃破壊実験**

・静的破壊実験と衝撃破壊実験の結果は，その傾向がよく一致しており，前者から後者の結果を推定できる．載荷速度が本実験条件の 3m/s 程度の場合は，衝撃実験の最大強度は，静的実験のその値より約 6～12%増加する．

・実験結果より，連結板の最大強度を簡単に推定する実験式を誘導した．

・本実験の全ての供試体は塑性変形後に延性破壊した．この結果より，連結板は塑性変形による衝撃緩和効果を有していると言える．

・今回使用した程度の厚さのゴム巻きピンは，ゴム無しと比較して，最大強度はほとんど差は無く，ゴムによるエネルギー吸収量は全吸収エネルギー量の数%であり，ゴム巻きの効果は小さい．ただし，ゴムが破断しない範囲内では，衝撃荷重作用時のピン孔周り

などにおける急激な応力の増大を緩和する効果は有している.

### (3) 桁取付け部の静的破壊実験

連結板方式落橋防止構造の桁取付け部の最大強度を調べるとともに，有効な補強構造案を見い出すため，補強板構造を変えた 4 体の実物大モデルによる静的破壊実験を行った結果，以下のことが確認できた.

- 実橋で使われている縦横比の長方形補強板構造の場合，破壊モードは板のピン孔部のせん断抜けか，補強板下端部のウェブの引張りによる破断であり，通常のすみ肉溶接でも補強板とウェブの溶接ビード部から破断することはない.
- 縦横比が比較的大きく，荷重作用方向に対して幅広の長方形補強板(モデル A)の場合，荷重が増大していくと補強板が面内に大きく曲げ変形し，補強板側部のウェブが座屈変形した後，下端部ウェブの中央部からき裂が入り，一瞬にして幅一杯に進展する．これに対し，形状が比較的正方形に近く，かつ板厚が厚く強固な補強板(モデル C)の場合は，補強板の面内の曲げ変形や側部のウェブの座屈が生じない状態のまま，補強板下端部ウェブが引張りで破断する.
- 長方形補強板構造の場合のウェブの破断は，補強板の溶接止端部ではなく，止端部から約 20～25mm 離れた位置で起こる.
- 長方形補強板(モデル A)をスティフナで補強した構造(モデル B)の場合，スティフナの補強効果は十分にあり，本実験ではウェブの最大強度が少なくとも 1.4 倍は向上することが確かめられた．またモデル C に対する補強構造として，補強板の形状をバチ形に近いものにし，それを支点上補剛材まで拡大した構造(モデル D)の場合も補強効果は十分あり，ウェブの最大強度が少なくとも 1.6 倍は向上することが確かめられた.
- 長方形補強板の面内剛性がウェブに比べて十分大きい場合の補強板周辺ウェブの最大強度の推定式を作成した．補強板の面内剛性が相対的に小さくなると，ウェブの強度に対する補強板の有効度が低下し，最大強度も同推定式による値よりも低くなる.
- 長方形補強板の場合，補強板周辺ウェブの破壊は，①補強板下端部ウェブ全域が塑性域 ②側部ウェブ全域が塑性域または座屈　③下端部ウェブの破断　という順序で進行する．この③の荷重 $P_{WM}$ は①の荷重 $P_{WLY}$ の約 1.8 倍，②の荷重 $P_{WY}$ の約 1.35 倍である．なお，$P_{WM}$ と $P_{WY}$ の比は，ほぼ材料の引張強さと降伏点の比に等しい.

## 5．あとがき

連結板と桁取付け部の実物大供試体を用いた静的あるいは衝撃破壊実験を実施した．連結板は地震時荷重に対して脆性的に破壊することなく，塑性変形後に破断し変形性能が大きいことが分かった．桁取付け部は，荷重の増加により局部的な塑性変形が進行するが，連結板よりも耐力があることが確認できた．また，これらの部材の最大強度を推定式により精度良く評価できることが分かった.

今後はこれらの結果をもとに，連結板，ピン，桁取付け部の耐力バランスを考慮した設計方法について，さらに検討を進めて行く.

**参考文献**


1) 田嶋仁志,半野久光,久保田勉,金井良助,中村敏夫：落橋防止構造連結板の衝撃破壊実験と強度特性,構造工学論文集,Vol.44 A,pp.1815～1826,1998.
2) 半野久光,今村幸一,船本浩二,田嶋仁志,金井良助：桁連結装置のウェブ取付部の終局強度に関する実験的研究,構造工学論文集,Vol.45 A,pp.165～174,1999.
3) 鈴木五月,後藤芳顯,松浦聖,石原栄一：鋼道路橋の落橋防止装置連結板の耐荷力実験,構造工学論文集,Vol.35 A,pp.1011～1018,1989.
4) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説,Ⅴ耐震設計編,pp.199～226,1996.12.
5) 土木学会：鋼構造新技術小委員会最終報告書（耐震設計研究）,pp.104～111,1996.5.
6) 神田昌幸：道路橋における被害支承及び落橋防止構造の被災の総括,橋梁と基礎,Vol.30,No.8,pp.156～162,1996.8.
7) 首都高速道路公団：鋼構造物設計基準,pp.83～88,1981.


（執筆者：今村幸一）