

せん断遅れ現象を考慮した鋼製ラーメン隅角部の限界状態設計法について

中井 博*・酒造敏廣**・橋本良之***

本研究では、箱断面のはり・柱部材が直角に結合する鋼製ラーメン隅角部のせん断遅れ現象を考慮した設計法を提案している。まず、平面的な広がりのある隅角部に、はり理論を適用した解析モデルを示し、その力学的特性を容易に把握できるようにした。次に、そのせん断遅れ解析を通じて、隅角部の垂直応力度の実用算定法を提示し、使用限界状態における応力照査法を示した。さらに、終局強度については、せん断遅れによる耐力低下を検討した上で、一つの終局強度照査法を示した。これらは、既往の実験結果との比較を通じて精度を検討し、十分実用に供し得ることを確かめた。

Keywords : corner parts of frame, limit state design, shear lag, ultimate strength

1. まえがき

鋼製ラーメン橋脚¹⁾の隅角部では、軸方向力と曲げモーメント、および、せん断力が、はり・柱部材間で方向を変えながら伝達されるのに伴い、隅角部近傍のはり・柱部材のフランジ・プレートには著しいせん断遅れ現象が発生するとともに、フランジ・プレートとダイヤフラムに囲まれた隅角部の腹板にはせん断応力度が卓越して作用することがよく知られている。

これまで、前者については奥村・石沢の研究^{2),3)}、また後者についてはBeedleの研究⁴⁾にもとづいて、ラーメン隅角部の設計法が検討されてきた。そして、各公団・公社の設計基準^{5),6)}には、このような設計法がすでに取り入れられている。ところが、わが国の道路橋示方書⁷⁾では、それらについては全く触れられていない。

今日、ますます複雑化している鋼製橋脚の構造形式に対応し、また設計法を旧来の許容応力度設計法から限界状態設計法へ移行させていくとき、隅角部のせん断遅れ現象と終局強度特性とを把握しておく必要があり、設計上の問題点について、再検討も加えられている⁸⁾⁻¹¹⁾。

本研究は、これまでに実施した隅角部の解析的・実験的研究の成果^{12),13)}をバック・データとして、箱断面のはり・柱部材が直角に結合されたL、またはT形のラーメン隅角部の設計法の提案を試みたものである。

まず、せん断力が卓越して作用する隅角部の力学的特性を、簡便なはり理論で解析できるモデルを示し、せん断遅れ現象の主要因であるフランジ・プレートの作用軸方向力(以下、フランジ力という)の取り方について検討する。次に、そのモデルに対するせん断遅れ解析法を

示し¹²⁾、せん断遅れに起因した付加応力度に相当する曲げモーメントを定義することにより、隅角部近傍のはり・柱部材の垂直応力度の実用算定法を提案する。そして、従来の応力算定法と既往の実験結果¹¹⁾とを比較し、十分実用に供し得ることを確かめ、使用限界状態に対する応力照査法を示す。さらに、終局強度については、フランジ・プレートや腹板の降伏に及ぼすせん断遅れの影響について検討を加えた後、既往の実験結果^{11),13)}とを比較し、一つの簡便な終局強度照査法を提案する。最後に、隅角部近傍のはり・柱部材の圧縮フランジ・プレートを圧縮補剛板として取り扱い、その局部座屈、および全体座屈の照査法について述べるものである。

2. ラーメン隅角部とその構造解析モデル

(1) 対象とするラーメン隅角部

本文では、箱断面のはり・柱部材が直角に結合されたラーメン隅角部、および、その近傍のはり・柱部材を対象として、以下の仮定のもとに、研究を進めた。

- 1) ラーメン隅角部としては、実橋脚¹⁾で最も多く見られるL・T形のを対象とする(後述の3.(4)参照)。その際、T形隅角部は、Fig.1に示すように、2つのL形の隅角部に分解すると、それらの作用断面力を重ね合わせて解析できる。そのため、以下では、Fig.2に示すL形の隅角部の設計法について検討する。
- 2) ラーメンは、平面骨組構造物として解析する。
- 3) 本文の数値解析では、隅角部近傍のはり・柱部材の腹板に現れる応力集中現象については取り扱わない。
- 4) 隅角部近傍のはり・柱部材断面(Fig.2(c)の断面a-bおよびa-d)は、縦補剛材が不連続となっているため⁹⁾、無補剛の2軸対称な箱形断面として取り扱う。

(2) ラーメン隅角部各部の名称

本文では、隅角部、ならびに、はり・柱部材各部を、以下のように定義している。

* 工博 大阪市立大学教授 工学部土木工学科
(〒558 大阪市住吉区杉本 3-3-138)

** 工博 大同工業大学助教授 工学部建設工学科

*** 工修 阪神高速道路公団課長 工務部設計課

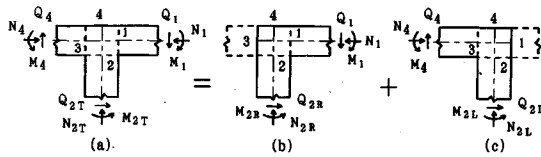


Fig.1 T-and L-Type of corner parts

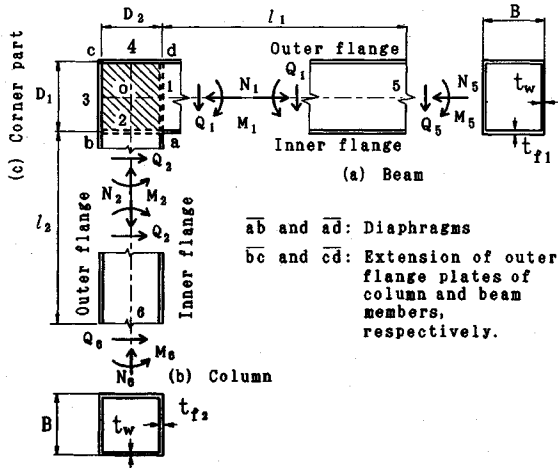


Fig.2 Stress-resultants applied to beam and column members at vicinity of corner part

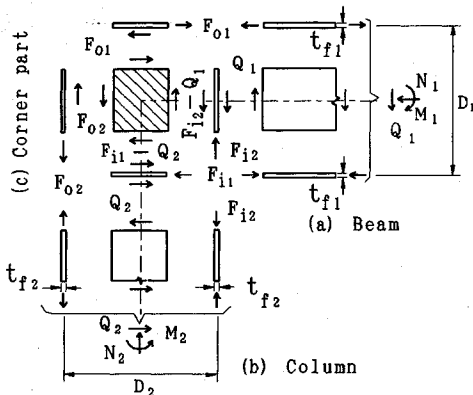


Fig.3 Induced flange normal forces of beam and column members at vicinity of corner part as well as shearing forces at corner part

- 隅角部：Fig.2(c) の点 a～d で囲まれる部分を指し、斜線を入れた腹板をとくに隅角部の腹板という。
- はり・柱部材：Fig.2(c) の断面 a-d および a-b を持った隅角部近傍のはり・柱部材を指す。
- ダイアフラム：Fig.2(c) 中に破線で示すように、はり・柱部材のフランジ・プレートを延長した部材 a-b, および a-d を指す。

なお、本文中で用いる隅角部の断面寸法諸元、断面諸定数、および各種パラメーターは、Appendix にまとめた。

(3) 隅角部を含めたはり・柱部材の構造解析モデルと断面力の分布

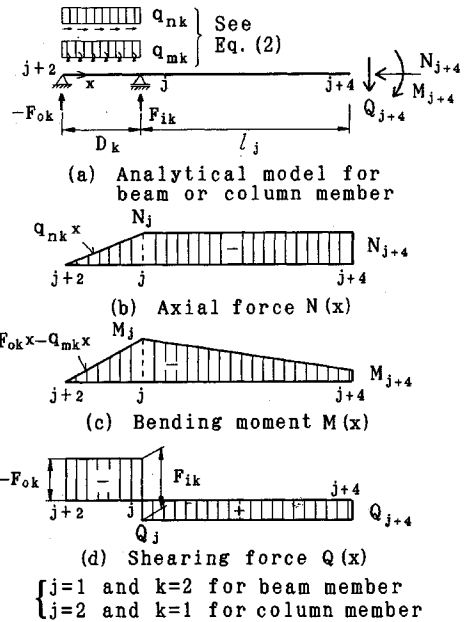


Fig.4 Analytical model and induced stress resultants for beam and column members

a) 構造解析モデル

現行の設計法^{5),6)}では、隅角部の力学的特性を把握するため、はり・柱部材の結合点における軸方向力と曲げモーメントとを、Fig.3 のように、フランジ力 F に分解できると仮定して断面力の伝達を考えている⁴⁾。

本文では、従来から用いられている隅角部の力の伝達メカニズムや実験結果（後述の Fig.12 参照）との整合性も考慮に入れ、簡便なはり理論を用いて、隅角部とその近傍のはり・柱部材の作用断面力の分布特性を明確化する^{12),13)}。

まず、Fig.4(a) に示すように、隅角部を含むはり部材 (3-1-5)、または柱部材 (4-2-6) を、はりとして取り扱える解析モデルに置換する。すなわち、これらが、同図中に示すように、それぞれの互いのフランジ・プレートの取り付け位置、点 j と $j+2$ ($j=1,2$) とで単純支持されているものと仮定する。

すると、支点反力 F_{ok} と F_{ik} とは、柱・はりの結合断面に作用している断面力 N_k と M_k ($k=2,1$) とを用いて、次のように表すことができる。

$$F_{ok} = \frac{M_k - N_k}{D_k}, \quad F_{ik} = \frac{M_k}{D_k} + \frac{N_k}{2} \dots \dots \dots (1)_{a,b}$$

また、端支点 $j+2$ では、垂直応力度が零になることを考慮し、せん断力 Q_k ($k=2,1$) は、分布軸方向荷重 q_{nk} と分布モーメント荷重 q_{mk} とに置換できるものとした。すなわち、

$$q_{nk} = \frac{Q_k}{D_k}, \quad q_{mk} = -\frac{D_j}{2} \frac{Q_k}{D_k} \dots \dots \dots (2)_{a,b}$$

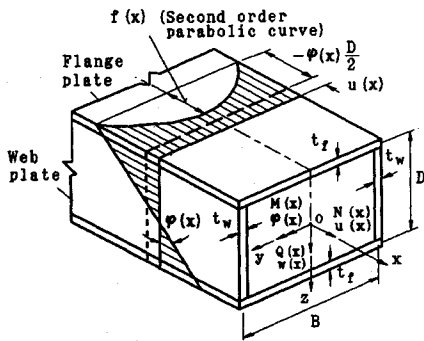


Fig.5 Definition of stress resultants as well as displacements for analyzing shear lag of beam and column members with bi-symmetrical box cross section

ここに、添字 j , および k は、隅角部を含むはり部材に対して、 $j=1, k=2$, また隅角部を含む柱部材に対しては $j=2, k=1$ と置くものとし、以下でも同様とする。

b) 隅角部と近傍のはり・柱部材の断面力図

このときの軸方向力, 曲げモーメント, および, せん断力は, Fig.4(b)~(d) のように分布する。

したがって, 後述の応力照査に用いる最大曲げモーメントとしては, Fig.2 に示した結合部の断面の M_1 , および M_2 を採用すればよいことがわかる。また, せん断力は, 隅角部とはり・柱の結合位置で著しくステップし, これによって, せん断遅れの現象が発生することになる。

3. ラーメン隅角部のせん断遅れの解析

(1) 基礎微分方程式

Fig.4(a) に示したはりモデルのフランジ・プレートのせん断遅れ現象を考慮するため, 「フランジ・プレート内の軸方向変位 $f(x)$ を 2 次放物線で近似できる」という Reissner の仮定を用いて解析する¹³⁾。

いま, Fig.5 に示す変位・断面力の定義のもとに, 軸方向変位 $u(x)$, たわみ角 $\varphi(x)$, および Shear lag によるフランジ・プレートの軸方向変位 $f(x)$ に関する基礎微分方程式を導くと, 次式で与えられる¹³⁾。

$$\left. \begin{aligned} EA_s \frac{du(x)}{dx} &= N(x) \\ EI_{vs} \frac{d\varphi(x)}{dx} - \frac{2}{3} EA_{fs} D \frac{df(x)}{dx} &= M(x) \\ -\frac{1}{2} A_{fs} D \frac{d^2\varphi(x)}{dx^2} + \frac{4}{5} A_{fs} \frac{d^2f(x)}{dx^2} - 8 \frac{Gt_f}{EB} f(x) &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)_{a-c}$$

したがって, 上式 (a) から, $u(x)$ については, $f(x)$ と独立に取り扱える。そして, 変位 $f(x)$ に関する基礎微分方程式は, 上式 (b)~(c) から, 次式で表される。

$$\frac{d^2f(x)}{dx^2} - \alpha^2 f(x) = \frac{\beta D}{8EI_{vs}} Q(x) \dots\dots\dots (4)$$

ここで, A_{fs} , および I_{vs} は, それぞれ次式で表される

断面積, および断面 2 次モーメントであり, 応力状態を平面応力状態 (横断面方向の応力を考慮しない) と仮定したことにより, ポアソン比 μ の影響を含んでいる。

$$\left. \begin{aligned} A_s &= 2(A_{fs} + A_{ws}) = 2(Bt_f + Dt_w) \\ I_{vs} &= Bt_f D^2 / 2 + D^3 t_w / 6 \\ A_{fs} &= Bt_f, A_{ws} = Dt_w \\ t_f &= t_f / (1 - \mu^2), t_w = t_w / (1 - \mu^2) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)_{a,b}$$

$$\left. \begin{aligned} A_{fs} &= Bt_f, A_{ws} = Dt_w \\ t_f &= t_f / (1 - \mu^2), t_w = t_w / (1 - \mu^2) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)_{a,d}$$

また, α, β , および γ は, せん断遅れパラメータであり, 無補剛の 2 軸対称な箱形断面の場合, フランジ・プレートと腹板との断面積比 s (式 (A.7) 参照) を用いて, 以下のように簡略化できる。

$$\left. \begin{aligned} \alpha &= \frac{1}{B} \sqrt{\frac{Bt_f}{(1+\mu)t_f}} = \sqrt{\frac{10(1-\mu)}{B}} \sqrt{\frac{3+s}{1+2s}} \\ \beta &= \frac{5}{1 - \frac{5}{12} \frac{Bt_f D^2}{I_{vs}}} = \frac{10(3+s)}{1+2s} \\ \gamma &= \frac{1}{12} \frac{Bt_f D^2}{I_{vs}} = \frac{1}{2(3+s)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (7)_{a-c}$$

さらに, 変位 $f(x)$ の解を求めると, せん断遅れによる付加垂直応力度 σ_s に対応する曲げモーメント $m_s(x)$ は, 次式で与えられる (Fig.6 参照)。

$$m_s(x) = EI_{vs} \frac{8\gamma}{D} \frac{df(x)}{dx} \dots\dots\dots (8)$$

(2) せん断遅れによる付加曲げモーメント $m_s(x)$ の解

上述したはりモデルに対して, 変位 $f(x)$ の解を求めると, 付加曲げモーメントの境界条件として, $m_s(0) = m_s(D+l) = 0$ を設定し, $m_s(x)$ の解を求めると, 次のようになる。

i) $0 \leq X \leq D$ のとき:

$$m_s(x) = m_{sp} \frac{2 \sinh \alpha l}{\sinh \alpha (l+D)} \sinh \alpha x \dots\dots\dots (9)_a$$

ii) $D < x \leq D+l$ のとき:

$$m_s(x) = m_{sp} \frac{2 \sinh \alpha D}{\sinh \alpha (l+D)} \sinh \alpha (D+l-x) \dots\dots\dots (9)_b$$

ここで, m_{sp} は, 隅角部とはり・柱との結合断面に相当するはりモデルの支点 j に生じる付加曲げモーメントであり, 次のように簡略化できる。

$$m_{sp} = \frac{F'_i \beta \gamma}{2 \alpha} = \frac{1}{4} \sqrt{\frac{10}{1-\mu}} \frac{F'_i B}{\sqrt{2s^2+7s+3}} \dots\dots\dots (10)$$

ここに, 以上の諸式における記号は以下のようにとる。
 $l = l_j, D = D_k, s = s_j, F'_i = F'_{ik} \dots\dots\dots (11)_{a-d}$
 また, F'_{ik} は, 式 (1)_b の支点反力 F_{ik} を用いると,

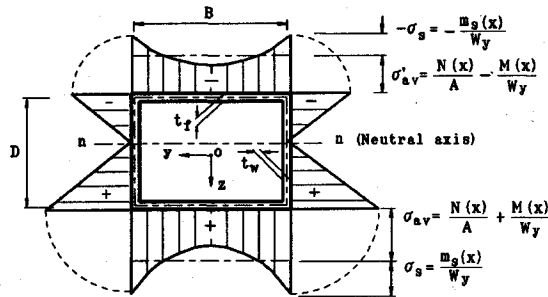


Fig. 6 Normal stress distribution of box beam and column members including shear lag effect

次のように表される。

$$F'_{ik} = F_{ik} - q_{mk} = \frac{M_k}{D_k} + \frac{N_k}{2} + \frac{Q_k D_j}{2 D_k} \dots\dots\dots (12)$$

ここで、分布モーメント荷重 q_{mk} は、支点間で等せん断力 q_{mk} を生じさせるが、フランジ・プレートはそれに伴って剛体変位を起こすのみであり、せん断遅れによる付加曲げモーメントには寄与しない。そのため、式(1)の F'_{ik} と上式の F'_{ik} とは q_{mk} の分だけ相違する。

(3) 垂直応力度の算定法

以上から、箱形断面内の垂直応力度の算定法は、次のように提案できる。

i) 上 (u)・下 (l) フランジ・プレートに対して：

$$\sigma_{u,l} = \mp \frac{M(x)}{W_y} + \frac{N(x)}{A} \mp \left[1 - \frac{3+s}{2} \left[1 - \left(\frac{y}{B/2} \right)^2 \right] \right] \frac{m_s(x)}{W_y} \dots\dots\dots (13)_a$$

(複合同順)

また、腹板直上では、 $y=B/2$ とおいて、より簡単に表示できる。

$$\sigma_{u,l} = \mp \frac{M(x)}{W_y} \mp \frac{m_s(x)}{W_y} + \frac{N(x)}{A} \dots\dots\dots (13)_b$$

ii) 腹板に対して：

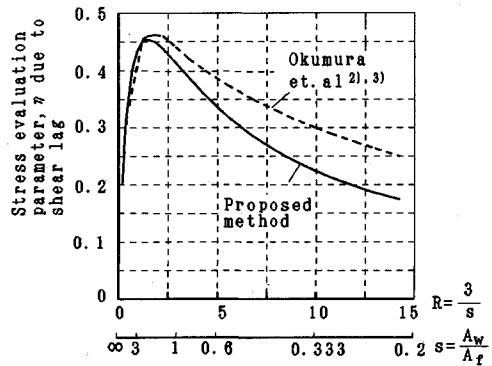
$$\sigma_w = \frac{M(x)}{I_y} z + \frac{m_s(x)}{I_y} z + \frac{N(x)}{A} \dots\dots\dots (14)$$

ここに、 I_y 、 W_y 、および A はそれぞれポアソン比 μ の影響を考えない断面 2 次モーメント、断面係数、および断面積で、その算定式の詳細は Appendix に示した。

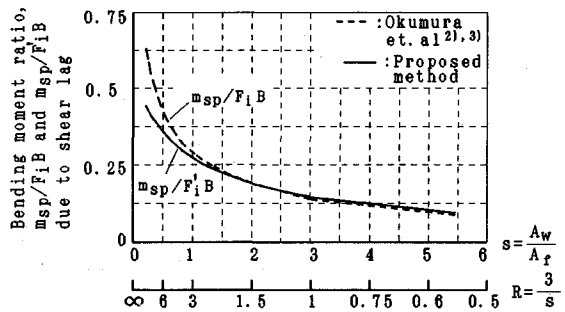
したがって、初等ばり理論による応力度に上式の (3) で囲まれた項を考慮すれば、隅角部近傍のはり・柱部材において、せん断遅れによる付加応力を含めた垂直応力度を定めることができる。Fig. 6 は、その分布例である。

(4) 既往の隅角部近傍のはり・柱断面のせん断遅れによる付加応力度の算定法と本法との比較

フランジ・プレートのせん断遅れによる付加曲げモーメント m_{sp} を表す式 (10) と奥村らの方法³⁾を用いた現



(a) Relationships between stress evaluation parameter, η due to shear lag and parameter, R or s



(b) Relationships between bending moment, m_{sp} due to shear lag and parameter, s or R

Fig. 7 Comparison of stress evaluation parameter and bending moment ratio due to shear lag of this paper with Okumura's method^{(2),(3)}

行設計法^{(5),(6)}による設計公式との差異を調べる。

まず、奥村らによると、せん断遅れによる付加応力度 σ_s は、次式で与えられる³⁾。

$$\sigma_s = \frac{B}{D} \frac{F_i}{2A_w} \eta \dots\dots\dots (15)$$

ここに、 F_i は式 (1) b のフランジ力 (添字 k は、以下省略する) を用い、また η はせん断遅れパラメーター $R (=3/s)$ の関数として、図から読み取るように定められている。

つぎに、 $F_i = F'_i$ と置いて、式 (10) を上式と同じ形に書くと、 η は次のように表すことができる。

$$\eta = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{10}{1-\mu}} \frac{R}{(R+1)\sqrt{(R+1)(R+6)}} \dots\dots\dots (16)$$

また、式 (15) をせん断遅れによる付加曲げモーメント m_{sp} に換算し、 s の関数として表すと、次のように書ける。

$$m_{sp} = \sigma_s W_y = \frac{F_i B}{2} \eta \left(\frac{1}{s} + \frac{1}{3} \right) \dots\dots\dots (17)$$

奥村らが提案した $\eta-R$ 曲線³⁾ と式 (16)、ならびに式 (10) と (17) とによる m_{sp} 値をそれぞれ $F_i B$ 、および $F_i B$ で無次元化して Fig. 7 に比較する。

同図 (a) からわかるように、本文による $\eta-R$ 曲線は、

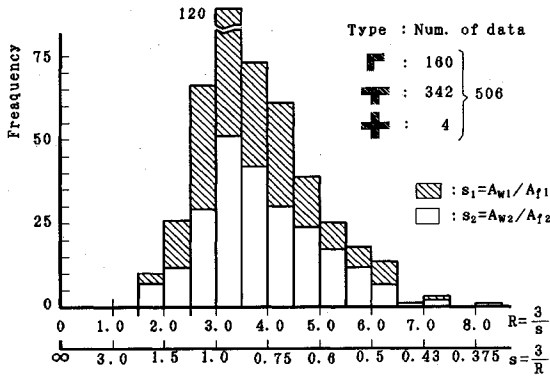


Fig.8 Histogram of shear lag parameter, R or s of beam and column members in vicinity of corner part by survey¹⁾

$R \leq$ 約 1.5 の範囲で奥村らの曲線よりもわずかに上側に、また $R >$ 約 1.5 の範囲で 5~30% 下側に位置する。

さらに、同図 (b) の付加曲げモーメント m_{sp} の変動を比較すると、 $s >$ 約 1.5 の範囲で両者の m_{sp} 値はよく一致し、また s が小さくなるのに伴って本文の方法の m_{sp} 値は奥村らの値よりも小さくなる傾向にある。

そして、両者の計算法には、式 (10) と (17) とからわかるように、フランジ力 F_i と F'_i とに差異がある。しかし、応力算定の際、 m_{sp} が本来の曲げモーメント M に加算されるべきものであるため、両者の合計として得られる応力値に現れる影響は、小さいと考える。これらの点は、次の実験結果との比較・検討を通じて確かめる。

なお、実績調査¹⁾によって得られたパラメーター R 、および s の分布を示すと、Fig.8 のとおりである。

(5) 既往の実験結果と本算定法との比較

上述の垂直応力度の算定法と、文献 12) の弾性実験結果とを比較する。この実験の供試体は、Fig.9 に示すように、はり・柱部材が同一寸法の L 形の隅角部模型 (計 3 体) で、フランジ・プレートの板厚のみが相違している。すなわち、断面積比 s は、0.75~1.5 である。

まず、隅角部近傍のはり・柱の断面内の応力分布を、Fig.10 に示す。測定値は隅角部の結合点から外側に約 0.05B だけ離れた位置における値であり、また計算値は式 (10)~(14) から求めた値である。

この図から明らかなように、計算値は、圧縮側の実験値に対して、若干小さな値を示している。しかし、両者は、全体的によく一致している。

つぎに、フランジ・プレートの腹板直上 ($y=B/2$)、および縦補剛材位置 ($y=B/6$) における垂直応力度の部材軸方向分布の計算値と実験値とを、Fig.11 に示す。

この図からも、本計算法と従来の計算法による m_{sp} 値に差異が見られた断面積比 $s=0.75$ (同図 (a)) の場合でさえ、実験値と計算値とはよく一致している。

また、隅角部の結合断面から外側に $B/2$ 離れた位置

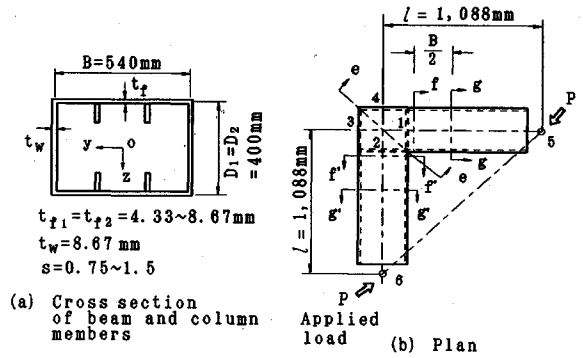
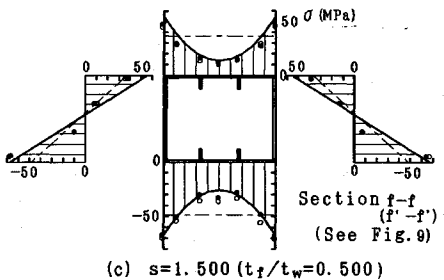
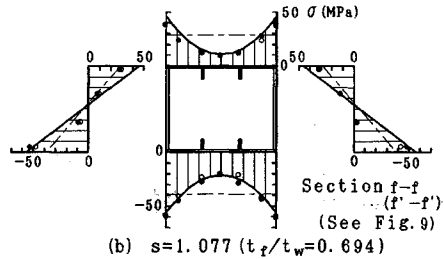
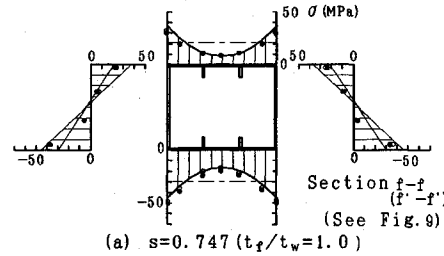


Fig.9 Tested specimens in Ref.12)



○, ● : Test results¹²⁾
 - - - : Elementary beam theory
 — : Proposed formula (Eqs. (13) and (14))

Fig.10 Comparison of normal stress distribution in box cross-section by proposed method with test results¹²⁾ ($P=100$ kN)

におけるフランジ・プレートの垂直応力度は、初等ばり理論による値とほぼ一致していることがわかる。

さらに、従来の設計法^{5),6)}による推定値と本文の計算値との差異はわずかであり、フランジ力として、式 (1) の F_i 、あるいは (12) の F'_i のいずれを用いても大きな相違は見られない。

したがって、式 (10)~(14) は、従来の計算法と比較

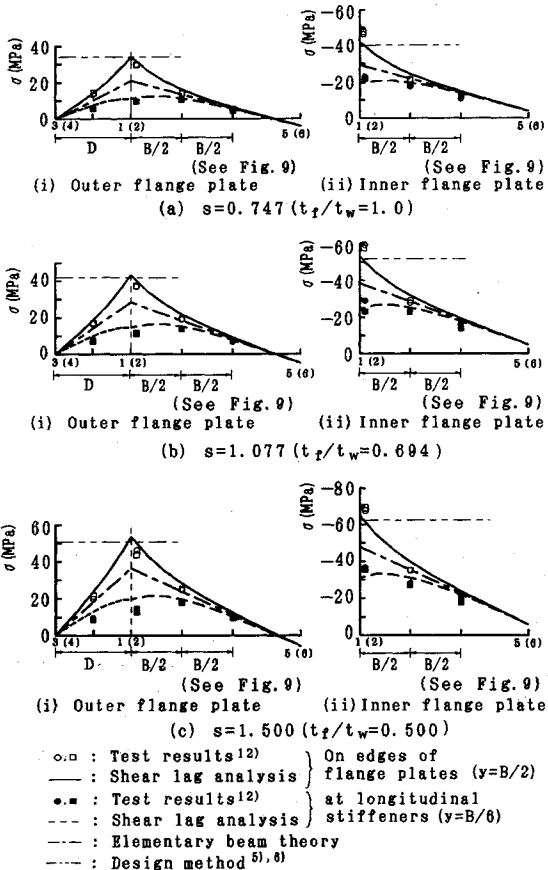


Fig.11 Comparison of normal stress distribution of flange plates by shear lag analysis with test results¹²⁾ ($P=100$ kN)

してとくに危険側の値を与えることはなく、十分実用に供し得るものであると考えられる。

4. ラーメン隅角部近傍のはり・柱断面、および隅角部腹板の使用限界状態に対する照査法

以上に示した応力度算定法を使用限界状態照査法に取り込むと、以下のようにまとめられる。

(1) 隅角部近傍のはり・柱部材のフランジ・プレートの使用限界状態の照査

照査の対象になるものは、隅角部近傍のはり・柱断面の腹板直上のフランジ・プレートの垂直応力度である。これらは、式(10)からせん断遅れによる付加曲げモーメント m_{sp} を求め、式(13)_bから算定することができる。

L形の隅角部では、Fig.2を参考にして、フランジ力 F_{ij} の作用位置で計4つの垂直応力度を、次式によって照査する。

$$\frac{\nu\sigma_{m0j}}{\sigma_y} \leq 1, \frac{\nu\sigma_{m1i}}{\sigma_y} \leq 1 \quad (j=1\sim 2) \dots\dots\dots (18)_{a,b}$$

ここに、

ν : 使用限界状態に対する安全係数。

$\sigma_{m0j}, \sigma_{m1i}$: フランジ力 F_{ij} が作用する隅角部近傍のはり・柱部材の外側および内側フランジ・プレートの最大垂直応力度。

これらのフォーマットは、隅角部内に挿入したはり・柱部材のフランジ・プレート(一部は、ダイヤフラム)に対しても適用できるものである。

(2) 隅角部近傍のはり・柱部材の腹板の使用限界状態の照査

一方、隅角部近傍のはり・柱部材の腹板には、垂直応力度、および、せん断応力度が同時に作用するので、次式で組合せ応力度を照査する。

$$\left(\frac{\nu\sigma}{\sigma_y}\right)^2 + \left(\frac{\nu\tau}{\tau_y}\right)^2 \leq 1 \dots\dots\dots (19)$$

ここに、

σ : 式(14)で求めた隅角部近傍のはり・柱部材の腹板に作用する最大垂直応力度

τ : 隅角部近傍のはり・柱部材の腹板に作用する平均せん断応力度

τ_y : 降伏せん断応力度であり、Misesの降伏条件から得られる次式を用いるものとする。

$$\tau_y = \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} \dots\dots\dots (20)$$

(3) 隅角部の腹板の使用限界状態の照査

隅角部の腹板では、せん断応力度が卓越するので、これに対して、使用限界状態を照査する。

いま、Fig.3(c)を参照にすると、隅角部の腹板のせん断応力度 τ_s は、次式で求められる。

$$\tau_s = \frac{F_{0j}}{2D_k t_w} = \frac{F_{ik} - Q_j}{2D_j t_w} \dots\dots\dots (21)_{a,b}$$

このようにして、せん断応力度を算出すると、上と同様な定義のもとに、次式で使用限界状態を照査できる。

$$\frac{\nu\tau_s}{\tau_y} \leq 1 \dots\dots\dots (22)$$

(4) 隅角部の補強範囲と断面積比 s について

文献12)に示された弾性実験結果から、隅角部の腹板やその近傍のはり・柱の腹板のせん断応力度 τ の分布を整理した。断面積比 s 、および板厚比 t_f/t_w をパラメーターとしてまとめた結果を、Fig.12に示す(着目断面については、Fig.9参照)。また、図中には、参考のため、Fig.3(d)から求めた平均せん断応力度(=せん断力/腹板断面積)の値も示す。

この図からわかるように、隅角部の腹板内(断面e-e)における τ の分布は、 s 値が大きくなるのに伴って平均せん断応力度(式(21))との差異が大きくなる。また、結合部断面 f-f(f'-f')では、従来から指摘されているように隅角部の幾何形状に起因する応力集中が現れており、 τ の最大値は s 値の増大とともに大きくなって

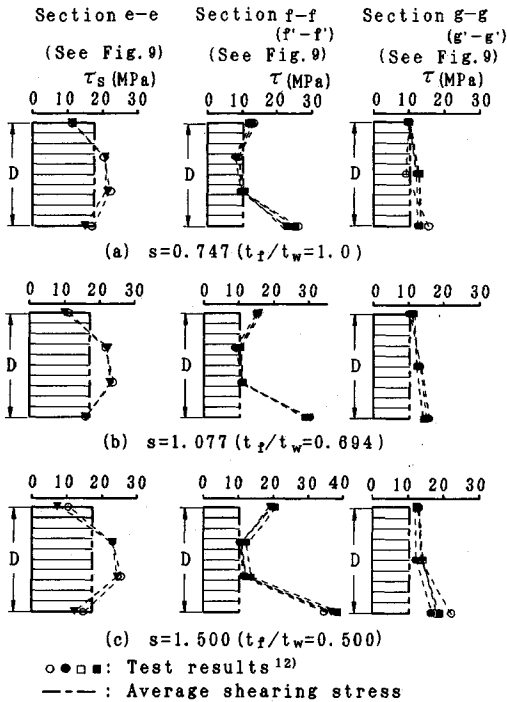


Fig.12 Comparison of average shearing stress of web plates with test results¹²⁾ ($P=100$ kN)

いる。さらに、隅角部との結合点から外側に $B/2$ 離れた断面 $g-g$ ($g'-g'$) でも s 値が大きくなると、実験値は平均せん断応力よりも徐々に大きくなる傾向にある。

以上の結果と 3 章で述べた垂直応力度分布の結果とを総合すると、以下のことが考察できる。

- ① 隅角部の腹板内のせん断応力は、式 (21) によってほぼ把握できる。とくに、はり・柱部材のフランジ・プレートの板厚 t_f を厚くして、断面積比 s を小さくする方がよい。
- ② 隅角部近傍のはり・柱部材の腹板内のせん断応力度分布を、できるだけ均一化して、はり解析モデルで得られる平均せん断応力度に近づけるためには、同様にフランジ・プレートの板厚 t_f を大きくとり、断面積比 s を小さくすることが望ましい。
- ③ 隅角部の結合点から外側に $B/2$ 離れた位置における垂直応力度を算定する際、せん断遅れの影響を無視でき、かつ上記②を満たしておれば、せん断応力度分布も、ほぼ平均せん断応力度に近くなる。
- ④ したがって、隅角部とその近傍の補強範囲としては、隅角部との結合点から外側に $B/2$ までとする従来の考え方が妥当である^{5),6)}。そして、これらの範囲内におけるフランジ・プレートの板厚 t_f は、腹板厚 t_w を下まわらないように留意する必要がある。

5. 終局限界状態における隅角部の終局強度照査法

(1) 隅角部の腹板とその近傍のはり・柱部材のフランジ・プレートの終局強度

隅角部の終局強度照査法を提案する前に、隅角部の腹板の強度、およびフランジ・プレートの強度とせん断遅れ現象との相関関係を以下のような手順で調べた。

まず、Fig.3(a) のはりモデルと式 (21) とを参照にすれば、隅角部の腹板 2 枚に作用する終局せん断力 Q_{yk} は、式 (20) から、次式で求められる。

$$Q_{yk} = 2\tau_y D_k t_w = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_y D_k t_w \dots \dots \dots (23)$$

つぎに、隅角部近傍のはり・柱部材のせん断遅れによる応力も含めたフランジ・プレートの平均応力度を σ_{av} とすれば、フランジ・プレートに作用する終局軸方向力 F_{yj} は、次のように得られる。

$$F_{yj} = B t_{fj} \sigma_{av} \dots \dots \dots (24)$$

すると、つり合い条件 $Q_{yk} = F_{yj}$ から、隅角部近傍のはり・柱部材のフランジ・プレートが分担すべき平均応力度 σ_{av} が得られる。そして、 σ_{av} の上限値は、降伏応力度 σ_y であるので、結局、次式が誘導される。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\sigma_{av}}{\sigma_y} &= \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{D_k t_w}{B t_{fj}} = \frac{2}{\sqrt{3}} s_{uj} \quad (s_{uj} \leq \sqrt{3}/2) \\ &= 1.0 \quad (\sqrt{3}/2 < s_{uj}) \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (25)_{a,b}$$

上式によると、 σ_{av} と s_{uj} との関係は、Fig.13 のようにプロットされる。すなわち、

- i) $0 \leq s_{uj} \leq \sqrt{3}/2$ の領域：

隅角部の腹板がせん断によって終局状態に至る場合で、その近傍のはり・柱部材のフランジ・プレートが分担できる平均応力度が $\sigma_{av} \leq \sigma_y$ となる領域。

- ii) $\sqrt{3}/2 < s_{uj}$ の領域：

隅角部の腹板よりも、その近傍のはり・柱部材のフランジ・プレートが先に終局状態に至る領域。

ところで、文献 12)、および 14) の隅角部終局強度に関する実験結果から、隅角部結合部断面のフランジ・プレートの σ_{av}/σ_y 値を求めたものを同図と比較する。これらの実験結果からは、 σ_{av} の絶対値が大きな圧縮側の内側フランジ・プレートの値を求めた。また、 σ_{av} には、設計時の強度照査の取り扱いの容易さを考えた上、Fig.6 を参照にして、次式を用いるものとした。

$$\sigma_{av} = \frac{N \pm M}{A \pm W_y} \dots \dots \dots (26)$$

なお、図中には、供試体のフランジ・プレートの無次元幅厚比 R_f 値 (式 (A.6) 参照) も併記する。なお、ここで、文献 12) の結果からは、終局強度を実験における最大荷重とした。一方、文献 14) では、かなり大きな変形領域までの実験を行っている。そのため、終局荷

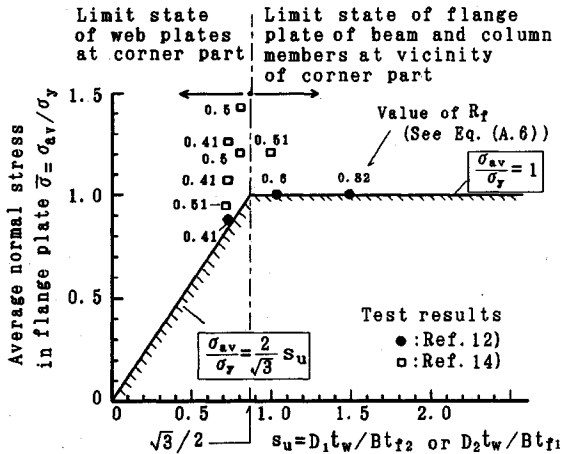


Fig.13 Upper bound curve of average normal stress of flange plates at vicinity of corner part due to shear strength of web plates

重の実験値としては、隅角部の剛度低下が著しくなり、変位 (Fig.9 の荷重載荷点間の縮み) が急増するときの荷重とした。

この図から、 $R_f=0.4\sim 0.82$ のすべての実験値は、式 (25) の上側に位置していることがわかる。したがって、同式は、隅角部の終局強度の下限值を表す指標として有効であると考えられる。

(2) 隅角部近傍のはり・柱部材、および隅角部の腹板の終局強度照査法

a) 隅角部近傍のはり・柱部材の終局限界状態の照査法

隅角部近傍のはり・柱部材を対象とし、以下の仮定のもとに、曲げモーメントとせん断力とを受ける箱形断面の全塑性相関曲線を求めた。

- ① 作用軸方向力 N_1 、および N_2 の影響は、無視できるほど小さい。
- ② 垂直応力度 σ とせん断応力度 τ とが同時に作用するとき、隅角部近傍のはり・柱部材の腹板の降伏は、Mises の降伏条件より判定する。
- ③ せん断力は腹板のみで分担し、せん断応力度は終局限界状態においても腹板の深さ方向に一定値を保つ。

その結果、終局せん断力 νQ_j と終局曲げモーメント νM_j との関係が、次のように求められる。

$$\nu M_j \leq M_{fpj} + M_{wpj} \sqrt{1 - \Psi_j^2} \quad (\Psi_j \leq 1) \dots\dots\dots (27)_{a,b}$$

ここに、

$$\left. \begin{aligned} \Psi_j &= \nu \frac{Q_j}{Q_{wj}} \\ M_{fpj} &= B t_{fj} D_j \sigma_y, \quad M_{wpj} = \frac{D_j^2 t_{wj}}{2} \sigma_y \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (28)_{a-c}$$

と置いている。また、 Q_{wj} : 隅角部近傍のはり・柱部材の腹板の終局せん断力 (式 (23) 参照)、 ν : 終局状態

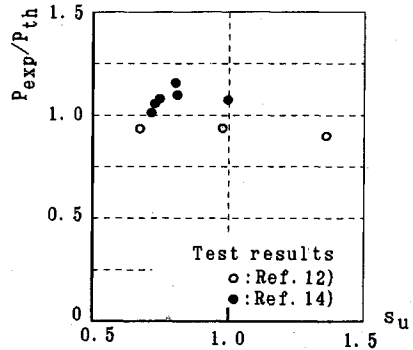


Fig.14 Comparison of theoretical ultimate strength, P_{th} with test results, P_{exp}

に対する安全係数。

b) 隅角部の腹板の終局限界状態に対する照査法

上と同様な考え方で、隅角部の腹板に対する終局限界状態の照査は、次式によって行うことができる。

ここに、

$$\nu \frac{F_{oj}}{Q_{wj}} = \nu \frac{F_{ij} - Q_k}{Q_{wk}} \leq 1 \dots\dots\dots (29)$$

F_{oj} , F_{ik} : 隅角部のフランジ・プレートに作用する軸方向力 (フランジ力)。

Q_k : 隅角部近傍のはり・柱部材に作用するせん断力。

この方法は、Beedleら⁴⁾によって提案された隅角部の腹板の終局強度評価法にほかならない。しかし、ここでは、隅角部の腹板の終局強度を Tresca ではなく Mises の降伏条件によって評価する点が異なる。

ここで、上述の終局強度照査法の式 (27) および式 (29) と文献 12)、および 14) の実験による終局強度とを Fig.14 に比較してみた。図中、供試体の終局荷重は Fig.9 に示した載荷荷重 P の最大値と比較するものとし、実験値を P_{exp} 、また計算値を式 (27) および式 (29) の 2 つの内、小さい方の荷重を P_{th} とした。

この図から、提案された終局限界状態は、実験値に対して約 $\pm 20\%$ の誤差内にあることがわかる。

(3) 隅角部近傍におけるはり・柱部材の圧縮フランジ・プレートの座屈に対する安全性の照査

これまでの終局限界状態の照査では、隅角部近傍のはり・柱部材の圧縮フランジ・プレートは、補剛材が取り付けられた補剛板とみなし得る。

Fig.15 は、その解析モデルを示したものである。すなわち、このモデルの側辺に作用する垂直応力度は一樣ではなく、せん断遅れのために、端部で大きく、中央に向かって減少した応力分布を呈する。

そのため、同図中に示すように、端部の補剛材間における局部座屈の照査が必要であり、それらは、たとえば文献 15) の方法で照査すればよいと考える。また、図

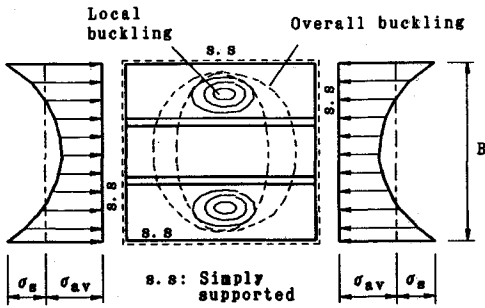


Fig.15 Local and overall buckling of compressive flange plate in beam and column members at vicinity of corner part as stiffened plate subjected to shear lag stress

示の補剛板全体の座屈についての照査も必要である。この場合、同図中に示したように、圧縮フランジに作用する平均垂直応力度 σ_{av} によって照査できることも文献15)で明らかにされている。そこで、これらの照査法の詳細は、文献15)に譲ることとする。

ところが、隅角部内に延長したはり・柱部材の圧縮フランジ・プレート、すなわちダイヤフラム (Fig.2 参照) は、他の部材と著しく異なった応力状態にある上、通常、中央に作業用のマンホールを設けるための補強が施されている。そのため、これらの座屈強度については、別途、詳細な解析をする必要があると考える。

6. ま と め

本研究は、せん断遅れを考慮した鋼製ラーメン隅角部の設計法について、一提案を行ったものである。

本文で得られた主な結論を、以下に列記する。

- 1) まず、従来の設計法との整合性を保ち、はり理論によって、隅角部近傍のはり・柱部材と隅角部腹板の力学的特性を説明できるようにした。
- 2) つぎに、はりモデルに対してせん断遅れ解析を行い、せん断遅れ現象に起因した付加垂直応力度に対応する付加曲げモーメントの解を示した。
- 3) そして、腹板とフランジ・プレートとの断面積比 s 、フランジ力 F_i 、および、フランジ幅 B をパラメーターとして、隅角部とはり・柱部材との結合点での最大付加曲げモーメントの簡便な実用算定式を提案した。
- 4) この算定式は、既往の実験結果、および従来の付加応力計算法との比較を通じて、十分に実用に供し得るものであることを示し、使用限界状態における隅角部の応力照査法を示した。
- 5) また、隅角部の腹板、あるいは、その近傍のはり・柱部材のフランジ・プレートの降伏をもとにした終局強度照査法を提案した。
- 6) さらに、隅角部近傍のはり・柱部材の圧縮フランジ・プレートの局部座屈、および全体座屈照査法につい

て述べた。

7) 最後に、隅角部のダイヤフラムは、他の部材と作用力等が著しく異なると考えられ、その座屈強度の評価法については、今後、検討を加える必要がある。

謝 辞：本研究を進めるにあたり、阪神高速道路公団・第1建設部・次長の福岡悟氏には、種々ご支援をいただきました。ここに記して、厚く御礼申し上げます。

Appendix 本文で用いた記号の定義

以下において、下添字 j 、または k を付けた記号は、はり部材に対して $j=1, k=2$ 、また柱部材に対して $j=2, k=1$ と置くものとする。

a) 断面寸法諸元

- B : フランジ・プレートの幅 (=腹板中心間隔)
- D_j : はり・柱の腹板高さ (=フランジ・プレートの板厚中心間隔で、総称して D と表す)
- l_j : 隅角部に結合されたはり・柱部材の部材長さ (総称して、 l と表す)。本文では、便宜上、隅角部とはり・柱部材の結合点から、 l_j の位置で断面力を仮定している (Fig.2 参照)。
- t_{fj} : はり・柱部材のフランジ・プレートの板厚 (総称して、 t_f と表す)
- t_w : はり・柱部材の腹板の板厚 (=一定)

b) 断面諸定数

- A_j : はり・柱部材の総断面積 (総称して、 A と表す)
- A_{fj} : はり・柱部材のフランジ・プレート断面積 (総称して、 A_f と表す)
- $A_{fj} = B t_{fj}$ (A・1)
- A_{wj} : はり・柱部材の腹板断面積 (総称して、 A_w と表す)
- $A_{wj} = D_j t_w$ (A・2)
- I_{vj} : はり・柱部材の断面2次モーメント (総称して、 I_v と表す)
- $I_{vj} = \frac{B t_{fj} D_j^2}{2} + \frac{D_j^3 t_w}{6}$ (A・3)
- W_{vj} : はり・柱部材の断面係数 (総称して、 W_v と表す)
- $W_{vj} = \frac{2 I_{vj}}{D_j + t_{fj}}$ (A・4)

c) 弾性定数、応力、および断面力

- E : ヤング係数 (= 2.06×10^5 MPa)
- G : せん断弾性係数 (= 7.94×10^4 MPa)
- μ : ポアソン比 (= 0.3)
- F_{ij} : 隅角部とはり・柱部材の結合断面の内側フランジ・プレートの位置のフランジ力 (Fig.3 (a)、および式 (1)_b 参照。総称して、 F_i と表す)

F'_{ij} : せん断遅れによる付加曲げモーメント m_{sp} を求めるための見かけ上のフランジ力 (式 (12) 参照. 総称して, F'_i と表す)

F_{oj} : 隅角部の腹板に作用するせん断力 (Fig.2 参照)

m_s : せん断遅れによる付加曲げモーメント

m_{sp} : 隅角部とはり・柱部材との結合断面における付加曲げモーメント m_s

N, Q, M : 軸方向力, 曲げモーメント, および, せん断力の総称

N_j, Q_j, M_j : 隅角部とはり・柱部材との結合部における N, Q , および M

Q_{wj} : 隅角部の腹板の終局せん断力 (式 (23) 参照)

σ_s : せん断遅れによって, 生じる付加垂直応力度

σ_v : 降伏点応力度

τ_s : 隅角部の腹板の平均せん断応力度

d) 各種パラメーター

R_j : せん断遅れパラメーター (総称して, R と表す)

$R_j = 3A_{fj}/A_{wj} \dots \dots \dots (A \cdot 5)_{a, b}$

R_f : フランジ・プレートは無次元幅厚比の総称

$$R_f = \frac{B}{(n+1)t_f} \cdot \sqrt{\frac{kE\pi^2}{12(1-\mu^2)}} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_v}{E}} \dots \dots \dots (A \cdot 6)$$

ここに,

n : 縦補剛材本数, k : 周辺単純支持された圧縮板の座屈係数 (=4.0)

s_j : はり・柱部材の腹板とフランジ・プレートの断面比 (総称して, s と表す)

$s_j = A_{wj}/A_{fj} \dots \dots \dots (A \cdot 7)$

s_{uj} : 次式で表されるフランジ・プレートと腹板の断面積比 (総称して, s_u と表す)

$s_{uj} = D_k t_w / B t_{fj} \dots \dots \dots (A \cdot 8)$

η : せん断遅れパラメーター (Fig.7 (a) 参照)

ν : 使用あるいは終局限界状態に対する安全係数

ラーメン橋脚の実績調査(上), (下), 橋梁と基礎, Vol.16, No.6, pp.35~40, 1982年6月, および, Vol.16, No.7, pp.43~49, 1982年7月.

- 2) 奥村敏恵・石沢成夫: 薄板構造ラーメン隅角部の応力計算について, 土木学会論文集, 第153号, pp.1~18, 1968年5月.
- 3) 岡本瞬三編集: 鋼構造の研究, 奥村敏恵教授還暦記念会, 技報堂, pp.463~559, 1977年6月.
- 4) Beedle, L. S., Topractsoglou, A. A. and Jhonston, B. G.: Connection for Welded Continuous Portal Frames, Welding Research Supplement, Progress Report No.4, Part II, pp.397~405, Aug. 1951.
- 5) 阪神高速道路公団: 構造物設計基準, 第2部, 1990年6月.
- 6) 首都高速道路公団: 鋼構造物設計基準, 1981年9月.
- 7) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, II 鋼橋編, 丸善, 1990年2月.
- 8) 小松定夫編: 鋼構造の補剛設計, 森北出版, 1982年6月.
- 9) 中井博・河井章好・北田俊行・酒造敏廣, 吉川紀: 鋼製高橋脚の設計上の諸問題, 橋梁と基礎, Vol.17, No.2, pp.28~35, 1983年2月.
- 10) 石橋和美・森本千秋・小林徳寿・依田照彦: 鋼製橋脚隅角部の設計上の諸問題と一考察, 橋梁と基礎, Vol.24, No.4, pp.21~27, 1990年4月.
- 11) 土木学会・鋼構造委員会・鋼構造終局強度小委員会・材料及び細部構造分科会最終報告書(案): ラーメン隅角部とアンカー部, 1991年11月.
- 12) 中井博・福岡悟・酒造敏廣・明橋克良: 鋼製ラーメン隅角部の Shear lag と耐荷力に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.33A, pp.193~206, 1987年4月.
- 13) Nakai, H., Miki, T. and Akehashi, K.: Stress Analysis due to Shear Lag in Corner Parts of Steel Rigid Frame Structures, Memoirs of the Faculty of Engineering, Osaka City University, Vol.27, pp.289~307, Dec. 1987.
- 14) 酒造敏廣・事口寿男: 鋼製ラーメン隅角部の崩壊性状と変形性能に関する実験的研究, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.37A, pp.121~134, 1991年3月.
- 15) Taido, Y., Kitada, T. and Nakai, H.: A Design Method of Wide Stiffened Plate subjected to Uniaxial and Biaxial Compression, Der Stahlbau, 5/1985, s.149~155. (1992.1.22 受付)

参考文献

1) 中井博・河井章好・吉川紀・北田俊行・酒造敏廣: 鋼製

ON LIMIT STATE DESIGN METHOD CONSIDERING SHEAR LAG PHENOMENON OF CORNER PARTS OF STEEL RIGID FRAMES

Hiroshi NAKAI, Toshihiro MIKI and Yoshiyuki HASHIMOTO

This paper proposes a design method to estimate the shear lag phenomenon concerning L-and T-shaped corner parts of steel rigid frames with bi-symmetrical box cross-section. Firstly, the fundamental beam model is explained to apply the beam theory to the beam and column members with corner part. Secondly, an approximate method is derived to calculate the additional normal stress due to shear lag through the stress analysis by using this beam model. Finally, an approximate method for ultimate strength of corner parts is proposed by the application of the ultimate strength of box cross section subjected to bending moment and shearing force. The validities of these propositions are confirmed in comparison with the test results.