

局所荷重を受ける桁の耐荷力算定法の拡張

AN EXTENDED CALCULATION METHOD OF THE ULTIMATE STRENGTH OF GIRDERS UNDER PATCH LOADING

森脇 良一*・滝本哲四郎**・安井 義則***

By Yoshikazu MORIWAKI, Tetsushiro TAKIMOTO and Yoshinori YASUI

A large number of studies have been carried out for predicting and calculating the ultimate strength of plate girders under patch loading. In 1983, a modified theory of Roberts and Rockey's one was proposed by Moriwaki et al. with taking account of the web buckling strength. That theory is enable us to predict the most accurate values of the ultimate strength, but is applicable under limited conditions. In this paper, an accurate calculation method based on new mechanism models is developed with taking account of coexisting bending stress and shearing one, which is existing under more usual conditions.

Keywords : patch loading, plate girder, ultimate strength, calculation method

1. まえがき

局所荷重を受ける桁の耐荷力の研究としては、Bergfelt, Rockey, Herzog ほか数多くの研究者による実験および解析的な研究があり、中でも Roberts の耐荷力算定法¹⁾は、崩壊メカニズムを考えた塑性解析で、物理的な意味づけが明確であり、かつ 100 体以上の実験結果と比較しても、それまでの研究者の耐荷力算定法のどれよりも精度の良いことが知られている。著者らは実験で観察された腹板座屈前後の挙動変化に着目し、Roberts の算定法を腹板の座屈強度を考慮して修正した耐荷力算定法を先に提案し²⁾、この算定法により従来の Roberts を含めた各種の算定法に比べて、最も精度よく実験値を推定し得ることを示した。しかし、適用範囲には載荷幅やそのほかの寸法諸元の制限があった。たとえば垂直補剛材間隔に対する載荷幅の比は 0.24 未満との制約を設けていたが、この制約を無視して仮に、局所荷重の載荷幅を垂直補剛材の間隔に近づけていくと、垂直補剛材が耐力を保持する限り無限に大きな耐力を有する

ことになるなど、矛盾も内包していることがわかった。

載荷幅の広い場合の実験例としては、Ostapenko の実験がある³⁾。一方、載荷幅の広い場合の耐荷力算定法としては、1981 年 ASCE に Roberts の発表した提案式⁴⁾があるが、載荷幅の小さいものに対する彼の理論ほどには実験値をいい得ていない。

そこで本報告では、まず著者らの行った比較的幅広で、かつ曲げモーメントやせん断力による応力比率の高い局所荷重載荷実験の概要と得られた結果を紹介し、次に載荷幅が広い場合も含めた耐荷力算定法について述べ、これと従来の各研究者による実験結果とを比較し、その適用性を検討した。

2. 実験

(1) 実験の概要

実験の主たる目的は、桁が載荷幅の広い局所荷重下でどのような挙動を示すか、また曲げモーメントとせん断力と局所荷重が同時に作用する場合、どのような強度を示すかについて実験的に調べることである。

実験桁は箱形断面とし、断面寸法を変化させた C-1, C-2 の 2 体である。実験桁の諸元を Table 1 に、また実験桁に使用した鋼材の機械的性質については Table 2 に示す。

* 正会員 工博 岐阜大学教授 工学部土木工学科
(〒501-11 岐阜市柳戸 1-1)

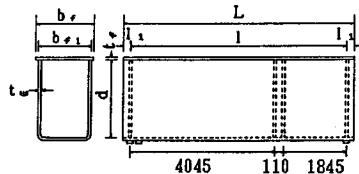
** 正会員 (株)神戸製鋼所大久保建設機械工場設計室
(〒674 明石市大久保町福田 123)

*** 学生会員 岐阜大学大学院工学研究科修士課程在学中

Table 1 Dimensions of Test Girders and Loading Types.

Girder No.	Dimension Item	b _s	b _{s1}	d	t _w	t _e	L	I	I _s	c*
		(mm)								
C-1		385	373	487	4.54	9.60	6300	6000	150	400
C-2		276	264	440	4.55	8.31	6300	6000	150	400

*c : Width of Loading Area



載荷の方法については、Fig.1に示すような装置を行った。測定は精度が1/200 mmの摺動型変位計および曲げひずみゲージ（板の片面に貼り付けることにより、板に生じる面外ひずみ成分と面内ひずみ成分を分離して測定することができる）により、腹板の面外変位、フランジの鉛直変位、腹板の軸方向および鉛直方向のひずみと、フランジの軸方向ひずみを測定した。

(2) 実験結果と考察

Table 3に実験結果と解析結果を示す。座屈荷重の実験値はP-δ²法により求めた値であり、耐荷力は載荷荷重の最大値である。なお、実験桁C-1, C-2の座屈荷重は、箱形断面を構成する2枚の腹板の平均値で示している。座屈荷重の計算値は文献2)と同じ方法で求めた。

C-1とC-2を比較すると座屈荷重は大差ないにもかかわらず、耐荷力についてみるとC-1はC-2より20t(196 kN)も大きな値を示している。この原因の1つには、腹板とフランジの剛性比が考えられる。曲げモーメントによる桁の上縁応力度σ_bと局所荷重応力度σ_pの比σ_b/σ_pの値は、C-1で3.727, C-2で6.090となり、C-1の方が曲げモーメントによる応力度σ_bの影響がC-2のそれに比較し小さいと考えられる。局所荷重の耐荷力に及ぼす曲げ応力度σ_bの影響についてRobertsは彼の論文の中で、曲げ応力度の作用しない場合の耐荷力に対し $1 - (\sigma_b / \sigma_{yw})^{2/3}$ 倍となると述べているが、この考え方によるとC-1とC-2の耐荷力は、σ_bを考慮しないときの値のそれぞれ0.83倍と0.72倍となり、60.8t(596 kN)と44.5t(436 kN)となるはずである。

一方、局所荷重下における座屈荷重と耐荷力は、ともに曲げモーメントとせん断力といった基本的なはり作用力の影響を受けることは間違いないが、これを定式化し、設計評価式として組み入れることは相当の困難を伴う。その原因是座屈現象を起こさせるときの影響と、座屈後の耐荷余力の決定因子としての影響の度合いがそれぞれ異なるからである。これはBasler⁵⁾やOstapenko⁶⁾が、

Table 2 Mechanical Properties of Materials.

Thickness mm	Yield Stress kgf/mm ²	Tensile Strength kgf/mm ²	Elongation %
9.60	47.3	59.0	24.8
4.54	53.7	62.9	17.2
8.31	49.0	63.6	20.9
4.55	51.8	59.8	19.5

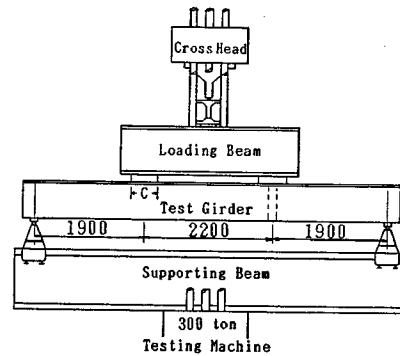


Fig.1 Loading Apparatus.

Table 3 Test and Theoretical Results.

Girder No.	Experimental Values		Ratios of Experimental Value to Theoretical one		
	Buckling Load (t)	Ultimate Load (t)	Buckling Load		Ultimate Load
			P _{cE} / P _{cT}	P _{cE} / P _{cT}	P _{uE} / P _{uT}
C-1	59.5	82.5	1.48	0.79	0.981
C-2	57.0	62.5	1.33	0.90	1.094

* 1 =P_{cE}, *2=P_{cT} are the authors' theoretical buckling loads according to S.S and F.S boundary condition respectively

* 2 P_{uE} is the authors' theoretical ultimate load

Note : 1t=9.8kN

曲げモーメントとせん断力を同時に受ける桁の耐荷力について、耐荷力メカニズムの相異と相互作用をモデル化して評価算定した困難さと同様の意味をもつ。

座屈強度と耐荷力の算定法については後述するが、座屈荷重実験値は、計算値の境界条件が上下端固定左右端単純支持の値と、周辺単純支持の値との間の値となっており、耐荷力の実験値も計算値のそれと比較すると、いずれも10%以内の差異になっている。

3. 耐荷力算定法

(1) 載荷幅が広い場合の耐荷力算定法

著者らが先に提案した耐荷力算定法²⁾に基づいて、載荷幅cを適用領域外まで拡張してパラメーター解析を行った結果、載荷幅cを垂直補剛材間隔aに接近させた場合、垂直補剛材が柱として保持し得る限りにおいて、

過大と思われる値を算出することが知られた。

載荷幅が垂直補剛材間で満載される場合の実験例としては、Ostapenko³⁾が1967年に発表したものがある。載荷条件の一例をFig.2に示す。また実験結果として得られた崩壊後の腹板部分の塑性関節線を、Fig.3の破線で示す。図中の実線は後述する理論上の塑性関節線を示す。

Roberts はこのような満載型の局所荷重下の耐荷能力の算定法に關し、1981年 ASCE に提案式を發表し、垂直補剛材間隔の中央にフランジの塑性ヒンジが形成されるモデルを仮定して、Ostapenko らの実験値との比較を行っている。しかしながら、Ostapenko の実験の結果からも知られるとおり、フランジの塑性ヒンジの形成位置は必ずしも Roberts の仮定した垂直補剛材の中央とは限らない。Roberts らの提案式が実験値を正確に予測できていない理由の 1 つに、上述のモデル化が実験結果と一致していないことが挙げられる。

著者らは崩壊時のメカニズムとして、Fig.4に示すモデルを考えた。すなわち腹板が座屈するまでは桁は通常のはり作用を保持するが、腹板が座屈するとその後の局所荷重の増加分は、フランジと座屈変形の比較的少ない

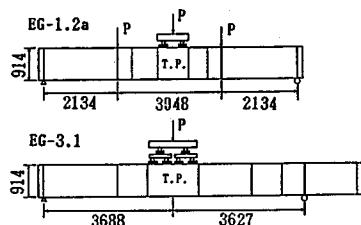


Fig. 2 Details of Girders Tested by Ostapenko.

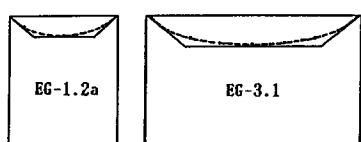


Fig. 3 Yield Bend Location on Test Panels

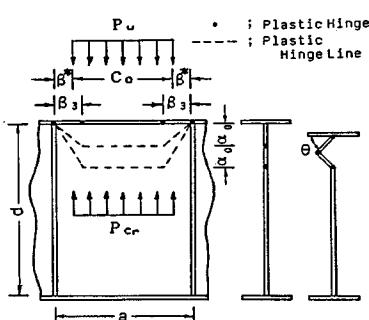


Fig. 4 Proposed Collapse Models

腹板部分によって保持される。さらに局所荷重が増加すると、フランジに通例4点の塑性ヒンジが生じるとともに、腹板にも塑性線が発生して崩壊状態に至ると考えるモデルである。これらを式で表現すると、桁の耐荷力 P_u は一般に、腹板の座屈強度 P_{cr} と腹板の後座屈強度 P_w およびフランジの塑性強度 P_f の和として次式で与えられる。

ここに、 P_{cr} は文献 2) の解析により計算される値である。

P_w と P_f は Fig. 4 のメカニズムの状態において、外力の仕事増分と内部ひずみエネルギーの増分とを等しいとおくことにより求められる腹板座屈後の桁耐荷余力を、腹板の抵抗力成分とフランジの抵抗力成分に分解することによって、おのおの以下の式で与えられる。

$$P_w = \frac{2 M_w}{R_{\sigma_0} \cos \beta} \{ 2 \beta^* + c_0 (1 - \bar{\sigma}_{pcr}^2 / \sigma_{yw}^2) - \eta \} \dots \dots (2)$$

مکاتب

ただし、 $\bar{\sigma}_{pcr}$ は腹板の弾塑性座屈応力度で、文献 2) の解析により計算される値、 c_0 はフランジの存在による載荷幅 c の補正值で $c_0 = c + 2t_f$ で表わされる。さらに、 β_3 はフランジの塑性関節間の距離、 θ は腹板の塑性変形角度、 η は座屈後の腹板抵抗力 P_w の鉛直力により面内塑性化する腹板幅で $2\beta_3$ の補正長さであり、それぞれ以下の式で表わされる。

$$\theta = \sin^{-1} \left\{ 1 - \frac{M_f \beta_3^2}{12 EI_{xx}} \right\} \dots \dots \dots (7)$$

$$\eta = \frac{2\beta^* + c_0(1 - \bar{\sigma}_{pcr}^2/\sigma_{yw}^2)}{1 + 2\alpha_c \cos \theta (R/t_{cr})} \quad \dots \dots \dots \quad (8)$$

ここに、 E は縦弾性定数、 I_r はフランジの弱軸まわりの断面 2 次モーメントである。

また、 M_f はフランジの塑性モーメント、 M_w は腹板の単位長さ当たりの塑性モーメントでそれぞれ次式で与えられる。

$$M_c \equiv g_{\mu\nu} h^{\mu\nu} t^2 / 4 \quad \dots \dots \dots \quad (9)$$

さらに、 a_0 は腹板の塑性関節線間の距離で文献 2) と同様に次式で与えられる。

ここに、 σ_{yf} , σ_{yw} , t_f , t_w , b_f , d はそれぞれフランジと腹板の材料降伏点、板厚、フランジ幅および腹板高さを

表わす。

式(11)中の σ^* は 30.6 kgf/mm^2 (300 N/mm^2), t^* は 2.5 mm である。

ところで、Ostapenkoの実験桁の諸元に合わせて式(11)により a_0 を計算して塑性関節線を描くと、Fig.3に示す実線となり実験結果(破線)とほぼ一致し、同式の妥当性が知られる。

(2) 載荷幅による崩壊形式の変化

垂直補剛材間隔 a と、フランジの存在による載荷幅 c の補正値 c_0 および桁の諸寸法によって、崩壊形式はFig.5に示す(I)～(IV)の4つのパターンとなると考えられる。(I)は垂直補剛材間隔が載荷幅に比べ相当大であり、フランジの4つの塑性ヒンジが垂直補剛材間の内側に生ずる場合、(II)はそれより載荷幅が大となり、フランジの塑性ヒンジが垂直補剛材位置に生じる場合、(III)はさらに載荷幅が大となり載荷幅の範囲内にフランジの塑性ヒンジが生じる場合、(IV)は(III)の特殊な場合で、垂直補剛材の間隔が $2a_0$ より狭くフランジの塑性ヒンジが中央にできる場合である。Fig.5には、各崩壊条件を示している。条件のパラメータは $\bar{\beta}_1$ と a_0 および a と c_0 である。 $\bar{\beta}_1$ は文献2)での塑性ヒンジ形成位置を示す距離として採用したものであり、崩壊パターンの(I)と(II)はRobertsらが文献1)でその存在を検証しており文献2)での耐荷力算定のための提案案が適用できる範囲のものと考えてよい。載荷幅がさらに大きくなり、載荷幅端から垂直補剛材位置までの距離が腹板の塑性関節間の距離 a_0 より小さくなると、やはり塑性ヒンジの形成は載荷幅端に生じないでむしろ、垂直補剛材位置から腹板の塑性関節間距離 a_0 だけ離れたところに生じると仮定した。このパターンに属するのがOstapenkoの満載型の局所荷重下の実験であり、Fig.3にみるよう実験での崩壊形態をよく近似する。Fig.5には各崩壊形式の条件も示しているが、式中の $\bar{\beta}_1$ は文献2)と同様、次式で与えられる。

$$\bar{\beta}_1 = \sqrt{M_w a_0 \cos \theta / M_w} \quad (12)$$

ただし、

$$\theta = \cos^{-1} \left\{ \frac{2\xi}{1 + \xi^2} \right\} \quad (13)$$

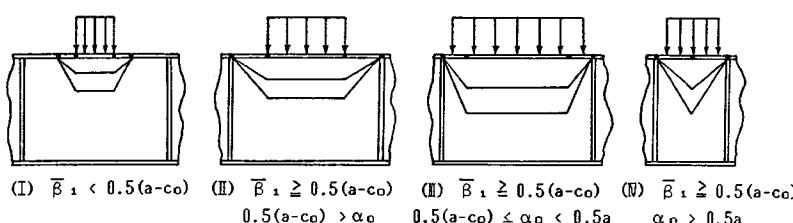


Fig.5 Collapse Models due to Width of Loading Area.

$$\xi = \frac{4EM_w t_s}{\sigma_{yf} M_s} \quad (14)$$

である。

(3) 曲げモーメントとせん断力の影響

一般的の桁を考えるとき、局所荷重と同時に曲げモーメントおよびせん断力が作用するのが通例であり、これらの存在により腹板の座屈強度も低下し、フランジや腹板の塑性モーメントも低下すると考えられる。これらの影響は複雑にからみあい、腹板の座屈前後でその影響の仕方も変わることが実験的に認められる。しかしながら、本報告では次のとき耐荷力相関式を仮定して曲げモーメントとせん断力の影響を評価する。すなわち、次式を満足する局所荷重 P 、曲げモーメント M 、せん断力 Q が同時に作用したときに、桁は終局的状態に至るとした。

$$\left(\frac{P}{P_u}\right)^l + \left(\frac{M}{M_u}\right)^m + \left(\frac{Q}{Q_u}\right)^n = 1 \quad (15)$$

ここに、 P_u 、 M_u 、 Q_u は局所荷重、曲げモーメント、せん断力がそれぞれ単独で作用するときの桁の耐荷力である。

いま、局所荷重 P が支配的な場合を考え、便宜的に M_u はフランジの塑性モーメント、 Q_u は腹板の塑性せん断力を表わすとして、それぞれ次式を用いる。

$$M_u = z \sigma_{yf} \quad (16)$$

$$Q_u = d t_w \sigma_{yw} / \sqrt{3} \quad (17)$$

ここに、 z は桁の断面係数である。

指数の l 、 m 、 n に関しては議論のあるところだが単純に次式を仮定して解析値を求めるものとした。

$$l = m = n = 2 \quad (18)$$

4. 耐荷力の算定結果と実験値との比較

本報告で紹介した実験桁2体とOstapenkoの実験桁9体を対象として実験値 P_u^E と、ここに提案した耐荷力算定法による計算値 P_u^C との比較をTable 4に示す。実験値の計算値に対する比の値 P_u^E / P_u^C を標本とした場合の平均値 \bar{X} は1.085、標準偏差 σ_n は0.072となる。

次にこれまでの各研究者の提案した耐荷力算定法が、Table 4に示した11体の試験桁に対する実験値をどの程度いい表わしているかをFig.6に示す。本図では算定値 P_u^C に対する P_u^E の比の値を標本とし、その統計量を

図示した。

各研究者の算定法は広幅載荷を想定したものは少なく本提案式と Roberts 以外、意識的に取り扱ったものはないとも考えられるので、このように比較することには無理があるが、Fig. 6 をみる限りにおいては耐荷力実験値の推定精度に相当のひらきがあることが知られる。

さらに Fig. 6 で対象とした実験桁の特徴は、 σ_b/σ_p が 0.82~6.09 の範囲にあり、曲げモーメントによる応力度合が大である。曲げモーメントによる応力度の存在を意識的に考えているのは、これまで Roberts, Herzog, BS 5400 があったが、Fig. 6 より著者らの提案式以外はいずれもよい精度で実験結果をいい表わしてはいない。このことは、曲げモーメントやせん断力との共存下での局所荷重耐荷力を論ずるには、桁の曲げモーメントおよびせん断力に対する耐荷力も同時に考慮して、相互の相関を見る必要があることを示していると考える。本論文では桁の曲げモーメント下の耐荷力上限値として式(16)にみるようにフランジの塑性モーメント、せん断力下の耐荷力上限値としては式(17)にみるように腹板の塑性せん断力を採用したが、これらの M_u , Q_u を Basler や Ostapenko らの式で代替することも考えられる。また P , M , Q の耐荷力に及ぼす相関度合を式(18)のように $l=m=n=2$ と仮定したが、Fig. 6 にみるように結果的によい精度を示すことも知られた。ただし、本理論では桁全体の横倒れが生じない場合を想定しており、横倒れについては別途考慮する必要があるものと考える。

次に Table 5 に、本報告で紹介した 2 体の実験桁の耐荷力実験値と各研究者の算定法による算定値を示す。この表より、本論文の算定値がほかの算定値より精度のよいことがわかる。

ところで C-1, C-2 は箱形断面の桁であるが、各算

Table 4 Comparison of Authors' Theoretical Values with Experimental Ones.

Girder No.	Stress Ratio		P_u^E (ton)	P_u^E/P_u^C
	σ_b/σ_p	τ/σ_p		
EG-1.1	0.820	0.406	22.5	1.086
EG-1.2	3.820	0.406	12.7	1.105
EG-1.3	2.440	0.406	16.6	1.088
EG-1.4	1.100	0.406	18.6	0.936
EG-2.1	4.500	0.615	13.6	1.066
EG-2.3	1.370	0.615	20.9	1.189
EG-2.4	1.220	0.615	19.7	1.114
EG-3.1	1.900	0.809	20.4	1.190
EG-3.2	3.190	0.809	17.2	1.086
C-1	3.727	0.418	82.5	0.981
C-2	6.090	0.460	62.5	1.094
Mean of P_u^E/P_u^C			$\bar{x} = 1.085$	
Deviation of P_u^E/P_u^C			$\sigma_n = 0.072$	

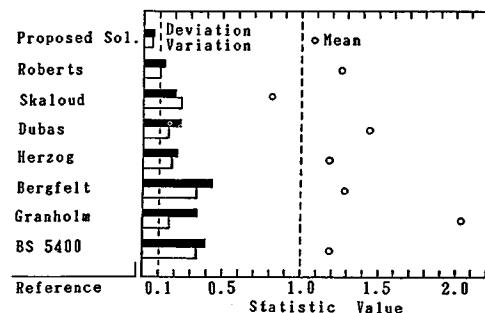


Fig. 6 Statistic Values for the Ratios of Experimental Value to Theoretical One.

Table 5 Comparison of Various Theoretical Values with Authors' Experimental Ones.

Reference	Ultimate Load (ton)	
	C-1	C-2
Proposed Sol.	84.1	57.1
Roberts	60.8	44.5
Skaloud	73.6	71.6
Dubas	47.1	43.2
Herzog	54.2	48.8
Bergfelt	37.2	31.7
Granholm	37.9	38.0
AISC	5.6	6.2
BS5400	41.8	34.4
Experimental Value	82.5	62.5

Note: $t_w = 9.8 \text{ kn}$

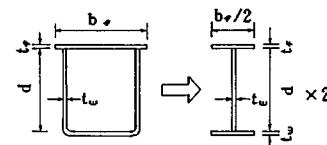


Fig. 7 Substitution for the Box Girders.

定法のパラメーターに合致するように Fig. 7 に示すごとく 2 個の I 形断面の桁の合計として計算した。

なお曲げ応力度 σ_b の存在の影響のみに限ってみると、式(15)~(18) で、 $Q=0$ として次式が成立する。

$$P_p = P_u \left[1 + \left(\frac{\sigma_b}{\sigma_p} \cdot \frac{\sigma_{pu}}{\sigma_{yf}} \right)^2 \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (19)$$

また $\sigma_b \cdot \sigma_{pu} \ll \sigma_p \cdot \sigma_{yf}$ のときは、上式の近似式として次式が成立する。

$$P_p = P_u \left[1 - \left(\frac{\sigma_b}{\sigma_p} \cdot \frac{\sigma_{pu}}{\sigma_{yf}} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (20)$$

ただし P_p は式(15)を満足させる P , σ_b/σ_p は曲げ応力度の局所応力度に対する比, σ_{pu} は $P_u/(t_w(c_0 + 2t_f))$

Table 6 Statistic Values of P_u^E/P_u^C .

Calculated Equation	Mean	Deviation
M=Q=0 in Eq.15	0.980	0.130
Eq.15	1.046	0.097

Table 7 Range of Girders Dimensions.

Parameter	Range	Parameter	Range	Unit
t_s/t_w	1.83 ~ 12.40	t_w	2.0 ~ 5.8	
b_s/t_s	2.03 ~ 29.09	t_s	4.97 ~ 30.0	
d/t_w	74.8 ~ 400.0	a	500 ~ 9800	mm
a/d	0.78 ~ 14.0	d	300 ~ 1000	
c/d	0.0 ~ 1.58	c	0 ~ 1448	
c/a	0.0 ~ 1.00	σ_{yw}	19.6 ~ 62.8	kgf/mm ²
α_{yw}/α_{wp}	0.65 ~ 1.41	σ_{wp}	23.0 ~ 53.9	
M_e/M_u	296mm ~ 33600mm			

である。

さらに文献2)で紹介した実験桁3体と、文献1)でRobertsが紹介している88体の実験桁に、本報告で紹介した前述の11体を含めた計102体の実験結果と、本報告で提案した算定式による計算値とを比較した結果をTable 6に示す。この場合、曲げモーメントとせん断力の影響を考えないで局所荷重のみによる耐荷力で算定した場合に比較し、それらの外力との組合せを考えて式(15)～(18)により算定した場合の方が、標準偏差が約0.03小さく、より精度よい評価となっていることが知られる。

式(15)～(18)の仮定には議論の余地があるが、簡明なわりには実験結果をよくいい表わしているといえる。

なお、比較対象とした102体の実験桁のプロポーションに関しての各種パラメーターおよび寸法の範囲をTable 7にまとめて示す。

5. あとがき

局所荷重に対する桁の耐荷力に関して、垂直補剛材間隔に対し比較的幅広の場合および曲げモーメントやせん断力と共に存する場合を含めて、評価可能な算定法を提案し、従来の実験値と比較して、その精度と適用範囲を検討した結果、以下のことが明らかとなった。

(1) 局所荷重の載荷幅に応じて適切に崩壊モードを仮定することにより、点集中的に荷重が作用するものから垂直補剛材間隔にほぼ満載的に荷重が作用するものまで、精度よく耐荷力を推定し得る算定法を提案することができた。

(2) 曲げモーメントとせん断力との共存状態での局所荷重強度は、耐荷力の相關式を考えることにより比較的簡単にかつ精度よく推定することが可能となる。

(3) 本論文で提案した算定法による耐荷力計算値に対する実験値の比は、標本数102個に対し、平均値1.046、標準偏差0.097であり、従来のRobertsをはじめとする各種算定法に比べ、最も精度よく実験値を推定する。

(4) 本論文で提案する算定法による適用範囲は、比較対象とした実験値の寸法より以下の範囲で十分適用し得ると考える。

$$74.8 < d/t_w < 400.0, \quad 0.78 < a/d < 14.0, \quad c/a < 1.0,$$

$$c/d < 1.58, \quad 0.65 < \sigma_{yw}/\sigma_{wp} < 1.41$$

$$296 \text{ mm} < M_e/M_u < 33600 \text{ mm}$$

$$(M/M_u)/(P/P_u) < 2.130, \quad (Q/Q_u)/(P/P_u) < 0.158$$

記号の説明

a ：腹板の垂直補剛材間隔

b_s ：フランジ幅

c ：局所荷重の載荷幅

c_0 ：腹板上縁での局所荷重の作用幅 = $c + 2t_s$

d ：腹板高さ

E ：材料の縦弾性定数

I_s ：フランジ断面の弱軸まわりの2次モーメント

L ：実験桁の全長

l ：実験桁の支点間距離、または式(15)の指数

l_i ：実験桁の支点より外側の長さ

M ：曲げモーメント

M_s ：フランジの塑性モーメント [式(9)]

M_u ：曲げモーメントのみによる桁の耐荷力

M_w ：単位幅当たりの腹板塑性モーメント [式(10)]

m ：式(15)の指数

n ：式(15)の指数

P ：局所荷重

P_{cr} ：局所荷重による座屈強度

P_{cr}^c ：上下辺固定左右辺単純支持条件下の P_{cr} 計算値

P_{cr}^s ：周辺単純支持条件下の P_{cr} 計算値

P_{cr}^E ：腹板の座屈荷重実験値

P_f ：フランジの塑性強度 [式(3)]

P_u ：局所荷重による桁の耐荷力

P_u^c ：局所荷重による桁の耐荷力計算値

P_u^E ：局所荷重による桁の耐荷力実験値

P_w ：腹板の後座屈強度

Q ：せん断力

Q_u ：せん断力のみによる桁の耐荷力

R ：式(4)で与えられる変数

t_w ：腹板の板厚

t_s ：フランジの板厚

t^* ：腹板の板厚基準値 = 2.5 mm

z ：桁の上縁に関する断面係数

- α_0 : 腹板の塑性関節間距離 [式 (11)]
- β_1 : フランジの塑性関節間距離 [式 (12)]
- β_3 : 垂直補剛材からフランジ塑性関節位置までの距離 [Fig. 4]
- β^* : 腹板上縁で局所荷重の作用しない領域の長さ [式 (5)]
- η : 腹板上縁での塑性部分の距離の補正長 [式 (8)]
- θ : 腹板の塑性変形角 [式 (7), 式 (13)]
- ξ : 式 (14) で与えられる変数
- σ_b : 曲げモーメントによる桁の上縁応力度
- σ_p : 局所荷重による腹板上縁応力度 = P/c_0
- $\bar{\sigma}_{pcr}$: 腹板の弾塑性座屈応力度
- σ_{pu} : P_u に対する局所荷重応力度 = P_u/c_0
- σ_{yf} : フランジの材料降伏点
- σ_{yw} : 腹板の材料降伏点
- σ^* : フランジの材料降伏点基準値 = 30.6 kgf/mm²
(300 N/mm²)

参考文献

- 1) Roberts, T. M. and Rockey, K. C. : A Mechanism

- Solution for Predicting the Collapse Loads of Slender Plate Girders When Subjected to In-plane Patch Loading, Proc. Instn Civ. Engrs, Part 2, Vol. 67, pp. 155~175, 1979.
- 2) 森脇良一・滝本哲四郎・三村裕一：局所荷重を受ける桁の耐荷力, 土木学会論文報告集, 第 339 号, pp. 69~77, 1983 年 11 月.
- 3) Bossert, T. W. and Ostapenko, A. : Buckling and Ultimate Loads for Plate Girder Web Plates under Edge Loading, Fritz Eng. Laboratory Report No. 319.1, Lehigh Univ., 1967.
- 4) Roberts, T. M. and Chong, C. K. : Collapse of Plate Girders under Edge Loading, Proc. of ASCE, Vol. 107, ST8, pp. 1503~1509, August, 1981.
- 5) Basler, K. : Strength of Plate Girder under Combined Bending and Shear, Proc. of ASCE, Vol. 87, ST7, pp. 181~197, 1961.
- 6) Ostapenko, A. and Chern, C. : Unsymmetrical Plate Girders under Shear and Moment, Fritz Eng. Laboratory Report No. 328.9, Lehigh Univ., 1970.

(1987. 6. 1・受付)