

プレテンションPC桁端部の水平ひびわれに対する補強法

藤 井 学\*  
北 村 泰 寿\*\*

1. ま え が き

プレテンションPC高架橋のアメリカの調査<sup>1)</sup>によると、41橋のうち25橋に材端部付近に水平ひびわれが生じており、その発生頻度は、PC鋼材が上下フランジに集中的に配置されている場合とくに大である。また、材端ブロック（桁端部付近のウェブ幅の拡大）は、この種ひびわれ発生の防止にほとんど効果がないと報告されている。

この水平ひびわれに対する各種要因の影響、あるいはその補強法についての研究は非常に少ない<sup>2)~4)</sup>。これらの研究結果あるいは経験的事実によれば、桁端付近に鉛直スターラップが十分配置されている場合は、水平ひびわれの発達は抑制され、ひびわれ長さは10~20cm以下、ひびわれ幅も0.2mm以下に押えることができる。したがって、この程度のひびわれであれば、設計荷重が作用してもこれによる材端付近の鋼材引張応力の増大は僅少であるので実害はないといえる。しかし、スターラップが配置されていない場合は、水平ひびわれはその幅も増大し、桁内方に伸長し、極端な場合は、桁が上下に2つにわれることになる<sup>4)</sup>。したがって、どの程度の量のスターラップを、どの範囲に配置するのが合理的であるかが問題である。この点に関し、W.T. Marshallら<sup>3)</sup>は、桁高と定着長の2要因を含んだスターラップ計算式の実験式を提案しているが、後述のように種々の問題点が含まれている。

本文では、上記研究の現状にかんがみ、まず、桁端定着部応力を有限要素法によって詳細に調べ、ひびわれの直接原因である鉛直方向引張応力への各種要因効果を検討することとした。次に、本数値実験結果および簡単なモデル解析結果より、スターラップ計算式を導き、これと、Marshall式との比較、あるいは、JIS桁に用いられているスターラップ量との比較検討を行なった。な

\* 工修 神戸大学助教授 工学部土木工学科

\*\* 工修 " 助手 "

お、鉛直方向プレストレス導入によって、フルプレストレスリング方式による補強法の妥当性についても考察した。

2. 研究計画

在来研究<sup>2)~4)</sup>での使用供試体はすべてコンクリート供試体であるが、本研究では、局部応力の計算がきわめて簡単・じん速にできる有限要素法を採用することとした。影響要因としては、在来研究をも参照して、導入力 of 桁高方向への分散度、定着長、支点反力、鉛直方向プレストレスおよび桁高とした（表-1）。

局部応力の問題であるので、要素の分割方法によって計算精度が異なるが、従来の研究結果<sup>5)</sup>を参照して、定着域においては、一辺ほぼ5cmの三角形要素とした。計算は平面応力状態として行なった。したがって、上下フランジ幅がウェブ幅と異なることによる影響は、弾性係数を変化させることによって考慮した。使用計算機は、京都大学大型計算機センターのFACOM 230-60である。

(1) 供試体の断面形状寸法

供試体の形状寸法をどのように定めるかが問題であるが、ここでは、主として、旧JIS桁（JIS A 5316-1960）のうち代表的なもの3種、すなわち、B 115-S（桁高  $h=90$  cm）、B 113-S（ $h=75$  cm）および B 110-S（ $h=60$  cm）を選び、各種要因の影響を調べた（表-1、ケース No. 1~17）。参考のため、新JIS桁（案）（JIS A 5316-1970）の5種（桁高  $h$  はすべて100 cmで、ストランド本数と配置方法が異なる）について調査した（表-1、

図-1 計算に用いた断面の形状寸法

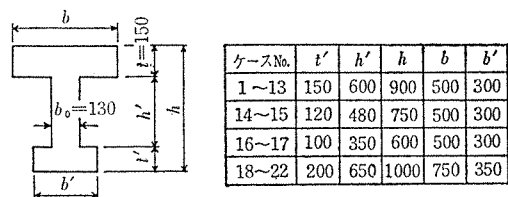


表-1 研究計画一覧

ケース No.	調査事項	桁高 h(cm)	導 入 力* (t)					定着長 (cm)	鉛直締め** 作用位置	支点反力** 作用位置
			P <sub>1</sub>	P <sub>2</sub>	P <sub>3</sub>	P <sub>4</sub>	P <sub>5</sub>			
1	導入力分散による効果	90	132				48	20		
2		"	114			18	12	36		
3		"	102			42	"	24		
4		"	84	36		24	"	"		
5	定着長の影響	"	132				48	30		
6		"	"				"	40		
7	支点反力の影響	"	"				"	20	10	
8		"	"				"	"	15	
9		"	"				"	"	20	
10	鉛直締めの効果	"							10	
11		"							15	
12		"							20	
13		"							40	
14	桁高の影響	75	120				48	20		
15		"	"				"	"	20	
16		"	60	90			"	"		
17		"	"	"			"	"	20	
18	新 JIS (A 5316-1970) 桁での比較	100	BS 100-20 と同じ					50		
19		"	BS 100-22 "					"		
20		"	BD 100-18 "					"		
21		"	BD 100-22 "					"		
22		"	BD 100-24 "					"		

注：\* 導入力 P<sub>1</sub> および P<sub>5</sub> の作用位置は、それぞれ、下および上フランジの中央。P<sub>2</sub>, P<sub>3</sub> および P<sub>4</sub> の作用位置は、それぞれ、下端より、25、40 および 65 cm 位置。

\*\* 材端からの距離 (cm) を示す。

ケース No. 18~22)。これらの桁では上下フランジにハンチを有しているが、計算においては、図-1 に示すようにハンチを省略したものをを用いた。供試体の長さはすべて 90 cm とし、非定着端はヒンジ支承とした。

(2) 要因決定上とくに考慮した諸点

a) 導入力 旧 JIS 桁および新 JIS 桁においては、PC 鋼材として、それぞれ φ9.3 mm および φ12.4 mm 7本よりストランドが使用されているため、これらの1本あたりの導入力として、それぞれ、6.0 t および 11.2 t を採用した。使用ストランド本数は JIS の規定どおりとした。

ストランドの桁高方向の配置位置は、表-1 の注に示すように、P<sub>1</sub> および P<sub>5</sub> の作用位置は、それぞれ、下および上フランジの中央であり、P<sub>2</sub>, P<sub>3</sub> および P<sub>4</sub> の作用位置はそれぞれ、下端より、25、40 および 65 cm 位置である。ケース No. 1~No. 4 は導入力の桁高方向への分散の影響を調べるもので、No. 2 が、JIS 桁 B 115-S の配置状態に比較的近いものである。これらの供試体では、材端での導入力の分散状態は異なるが、定着長以遠でのプレストレス分布は、すべてのケースについて、上縁応力がほぼ 0 となる三角形分布とした。ただし、No. 18~No. 22 の新 JIS 桁では、規定どおりの配置とした。また、No. 20~No. 22 の BD 桁では PC

鋼材の一部が折り曲げて配置されているため、本計算においても導入力はその傾斜を考慮して節点に作用させた。

b) 定着長 定着長としては、従来の実験結果<sup>6)</sup>を参照すると、さびのないストランドの定着長 L<sub>t</sub> の値は、およそ、40φ (φ=ストランド公称径)=40×0.93=37.2 cm、さびのある場合は 1/2~2/3 程度に減少するので、これを考慮して、L<sub>t</sub>=20, 30 および 40 cm の3種とした。新 JIS 桁では、40×1.24≒50 cm の1種のみとした。定着長を有限要素法においてどのように表現すべきかについては、次の方法によった。

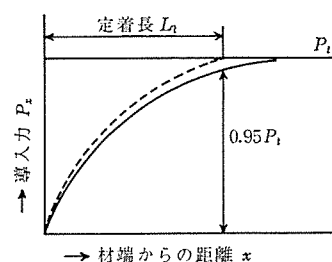
プレストレス導入直後の鋼材緊張力は近似的に式 (1) で表わされるものと仮定する。

$$P_x = P_t(1 - e^{-Bx}) \dots \dots \dots (1)$$

ここに、P<sub>x</sub>: 材端から x 点での緊張力、P<sub>t</sub>: 定着長以遠での緊張力、B: 定数。

いま、P<sub>x</sub> = 0.95 P<sub>t</sub> となる点と材端との距離を定着長 L<sub>t</sub> と定義し、図-2 に示すように、L<sub>t</sub> までで全プレストレス力が定着され

図-2 導入力分布の仮定



るように点線のごとく修正し、作用力の平均曲線が点線の状態となるように有限要素の節点に分散させて所要力を作させた。

c) 支点反力 支点反力としては、図-1 に示す断面に対する桁自重 ( $h=90$  cm の場合 3.86 t) のみ考慮した。その作用位置を材端から 10, 15 および 20 cm に変化させた。

d) 鉛直締め ケース No. 10~13 は B115-S 供試体に対し、材端からそれぞれ 10, 15, 20 および 40 cm 位置に、鉛直方向プレストレスを想定し、 $V=1$  t を作用させたものである。これにより、フルプレストレスング方式の適用性を調べた。

以上、表-1 に示すように、22 種のケースにつき計算を行なったが、次にその結果を示し、考察してみたい。

### 3. 鉛直方向引張応力への各種要因の影響

桁端部での水平ひびわれの発生は、桁端部での最大主応力  $\sigma_1$  によっておこるものであるが、本計算結果によると、 $\sigma_1$  の方向はほぼ鉛直であり、 $\sigma_1$  の値と鉛直方向応力  $\sigma_y$  の値とはほぼ等しい。したがって、ここでは  $\sigma_y$  分布、あるいはその最大値  $\sigma_{y\max}$  を主体に、各種要因の影響についてのべる。以下の応力プロット値は、すべて平均節点応力値である。

#### (1) 導入力分散の影響

図-3 は材端面における  $\sigma_y$  分布への導入力分散の影響を示すものである。まず、上下フランジのみに導入力を集中させたケース No. 1 についてみると、桁高中央より若干下方の位置に  $\sigma_y$  の最大値 ( $\sigma_{y\max} \approx 150$  kg/cm<sup>2</sup>) が生じている。この位置を上下にずれると急激に  $\sigma_y$  は減少し、上下フランジ部では圧縮となっている。ケース No. 2 は JIS 桁の鋼材配置に近いものであるが、 $\sigma_{y\max}$  の値は No. 1 よりかなり小さく、約 2/3 程度に減少している。No. 3, No. 4 では  $\sigma_{y\max}$  値はさらに小さくなり、導入力の分散は  $\sigma_{y\max}$  に非常に大きな影響を与えることがわかる。

次に、図-3 において、各ケースの  $\sigma_{y\max}$  の生ずる位置での材軸方向の  $\sigma_y$  分布をみると、図-4 のようである。図-4 より、 $\sigma_y$  の値は、材端で最も大であり、材端からの距離  $x$  が大きくなると急激に減少している。導入力を分散させるほど、 $\sigma_y=0$  となる点 ( $x=x_0$ ) が、材端に移行している。

以上より、 $\sigma_{y\max}$  の値はかなり大きいので、ウェブの拡幅だけでひびわれ発生を阻止することは実際上得策でないといえる。また、図-4 より、補強材は材端近くに配置するのが効果的である。

#### (2) 定着長の影響

図-3 材端における  $\sigma_y$  分布 (導入力分散の影響)

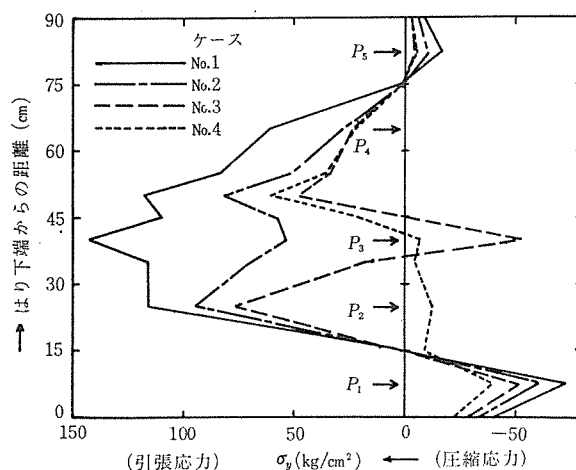
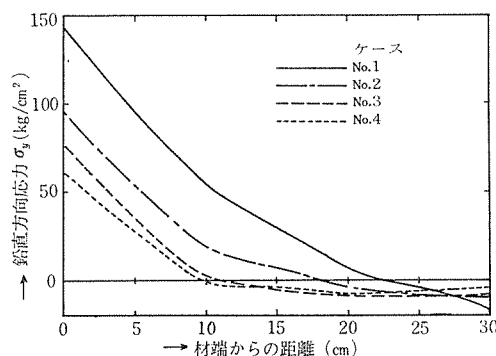


図-4  $\sigma_y$  が最大となる位置の軸方向  $\sigma_y$  分布 (導入力分散の影響)



他の条件は一定で、定着長  $L_t$  の値を 20, 30, 40 cm に変化させたときの  $\sigma_{y\max}$  の値をプロットすると図-5 のようである。 $L_t$  が大きくなると、 $\sigma_{y\max}$  は直線的に減少しているが、減少の割合は非常に小さい。すなわち  $L_t=20$  cm から 2 倍の  $L_t=40$  cm になっても、 $\sigma_{y\max}=143$  kg/cm<sup>2</sup> から 133 kg/cm<sup>2</sup> と 10 kg/cm<sup>2</sup> の減少にすぎない。

#### (3) 自重による支点反力の影響

支点近傍のコンクリートには、支点反力 (ここでは  $R=3.86$  t) の作用によって鉛直方向に圧縮応力が発生し、水平ひびわれに対しては有利なものと考えられるが、果してどの程度の効果があるかを、その作用位置  $l_R$  を変化させて調べたのが図-6 である。 $l_R$  が小さいほど  $\sigma_{y\max}$  は減少している傾向がみられる。しかし、桁高  $h=90$  cm の旧 JIS 桁では、 $l_R=30$  cm と規定されているので、図-6 のグラフから外そうしてそのときの  $\sigma_{y\max}$  を求めると、 $\sigma_{y\max} \approx 140$  kg/cm<sup>2</sup> となり、 $R=0$  の場合に対し 3 kg/cm<sup>2</sup> 減にとどまる。したがって、桁自重による影響は無視してもよく、また安全側である。

#### (4) 桁高の影響

定着長が  $L_t=20$  cm と一定で、桁高  $h$  の異なる No.

図-5 定着長の影響

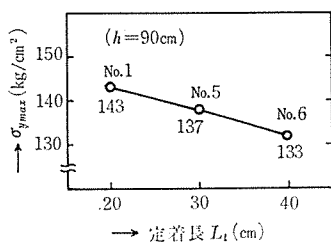


図-6 支点反力の影響

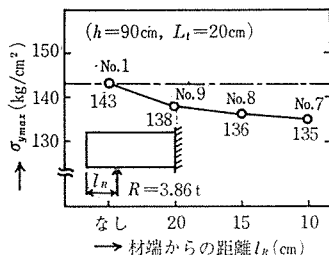
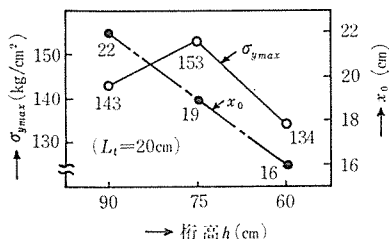


図-7 桁高の影響



1 ( $h=90$  cm), No. 14 ( $h=75$  cm), No. 16 ( $h=60$  cm) に対し、 $\sigma_{y\max}$  および材端から  $\sigma_y=0$  となる点までの軸方向距離  $x_0$  を調べると図-7 のようである。 $h$  の影響は、他の要因のように、ほかの条件が全く同一でない(導入力異なる)ので、厳密な比較はできないが、 $\sigma_{y\max}$  は、 $h=75$  cm のとき最大で、 $x_0$  は  $h=90$  cm のとき最大となっている。 $\sigma_{y\max}$ 、 $x_0$  の両者を合せ考えると、補強の対象となる引張合力の値は、 $h$  が大きいほど大きくなると推定されるが、この点後述する。

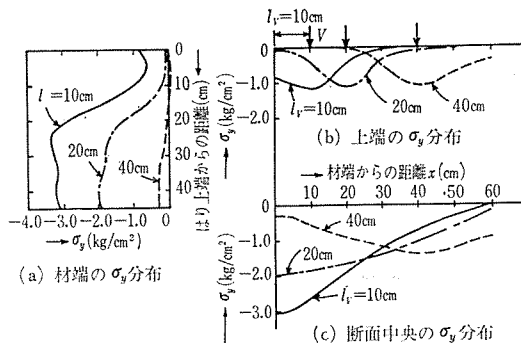
#### 4. 鉛直方向プレストレスによる補強効果

鉛直方向(桁高方向)にプレストレスを導入すると、桁端部をもフルプレストレス方式によって設計する可能性があることは十分推察されるが、それが効果的であるかどうかについては過去に研究例が見られないようである。そこで、本研究では、鉛直方向導入力  $V(=1$  t) の作用位置  $l_V$  (材端からの距離) を、10, 15, 20 および 40 cm の 4 種に変化させ  $\sigma_y$  分布を詳査した。

##### (1) プレストレス分布

図-8 に  $V=1$  t を作用させた場合の  $\sigma_y$  分布を示す。図-8 (a) は、材端面での断面中央から上方部分の  $\sigma_y$

図-8 鉛直締め ( $V=1$  t) による  $\sigma_y$  分布



分布である。図-8 (a) によると、 $l_V$  が小さいほど、 $\sigma_y$  (絶対値) は大であり、 $l_V=40$  cm の場合は、 $l_V=10$  cm の場合の約 1/10 程度である。すなわち、 $V$  の位置は材端に近いほど効果的であり、 $l_V$  が桁高の 1/2 程度以上の場合にはほとんど効果はないといえる。

図-8 (b) および (c) は、それぞれ、桁断面の上面および中央での軸方向に沿う  $\sigma_y$  分布を示すものである。図-8 (b) より、 $\sigma_y$  の値は  $V$  の作用点の位置で最大となり、つり鐘状となっている。また、 $l_V$  が 10~40 cm の範囲では、 $\sigma_y$  の最大値は  $l_V$  によってほとんど変化しない。断面中央での  $\sigma_y$  分布は、図-8 (c) へり、 $l_V=40$  cm の場合は図-8 (b) のような状態であるが、 $l_V=10, 20$  cm の場合は、材端面で  $\sigma_y$  が最大となっており、水平鋼材による  $\sigma_y$  分布(図-4)に近い状態であり、引張応力を打ち消すのに効果的である。

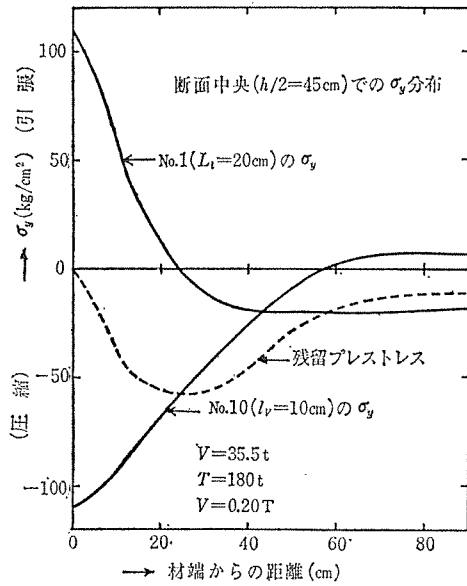
##### (2) 補強効果

フルプレストレス方式による補強が鉛直方向プレストレス導入によって効果的になしうるかどうかを具体例によって検討してみよう。図-9 は、ケース No. 1 (水平導入力  $T=180$  t,  $L_t=20$  cm) とケース No. 10 ( $V=35.5$  t とした) とで、断面中央の軸方向に沿う  $\sigma_y$  分布を比較したものである。 $V=35.5$  t は、 $V$  と  $T$  による材端での合成  $\sigma_y$  が 0 となる条件より求めたもので、材端部でフルプレストレスとするためには、これだけの桁高方向のプレストレス力が必要であることを示している。水平方向導入力  $T=180$  t に対する比  $V/T=0.20$  となり、 $l_V=15$  および 20 cm の場合は、さらに大きな  $V$  が必要であり、それぞれ、 $V/T=0.24$  および 0.31 となる。

図-9 の残留プレストレス分布をみると、材端から少し内方の位置で、残留プレストレスが大きすぎる。これを減らすためには、図-8 (c) より、 $l_V$  を 10 cm よりさらに小さくすればよいことがわかるが、 $l_V \leq 10$  cm とすることは、構造上から好しくない。

以上鉛直締めの効果を要約すると、鉛直締めによってフルプレストレスは可能ではあるが、鉛直締め用鋼

図-9 材端で  $\sigma_y=0$  としたときの残留プレストレス分布



材が相当量必要であるため鉛直締めは不経済であると結論されよう。

5. 引張合力に対する考察

補強筋量決定上の基礎である鉛直方向引張応力の積分値，すなわち，引張合力  $Z$  について考察する。まず，本数値実験より得られた結果について， $Z$  に対する各種要因効果を Marshall 式との対比において調べる。次に，断面中央に水平ひびわれを仮定して， $Z$  を求める簡略解析を行ない，補強筋量について考察する。

(1) 引張合力への各種要因の影響

材端面で鉛直方向応力  $\sigma_y$  が最大となる位置で，軸方向に沿う  $\sigma_y$  分布を用い， $\sigma_y \geq 0$  となる範囲での積分値は，

$$Z = b \int_0^{x_0} \sigma_y dx \quad (b = \text{供試体のウェブ幅})$$

より求めることができる。いま，供試体ケース No. 1~17 に対し，各要因の水準を横軸に，また  $Z/T$  を縦軸にとってプロットすると，図-10 のようである。

既述の  $\sigma_y$  分布よりおよそ推察されることであるが，図-10 より， $Z/T$  への影響は，導入力の高方向への分散が最も大であり (図-10(a))，定着長  $L_t$ ，自重による支点反力の作用位置  $l_R$ ，桁高  $h$  の影響はごく小さい (図-10 (b), (c), (d))。

Marshall ら<sup>3)</sup>は，プレテンションはりのスターラップのひずみ測定より，次式で表わされる実験式を得ている。

$$\frac{S}{T} = 0.0106 \frac{h}{L_t} \dots \dots \dots (2)$$

ここに， $S$ ：スターラップ全引張力

図-10  $Z/T$  への各要因の影響

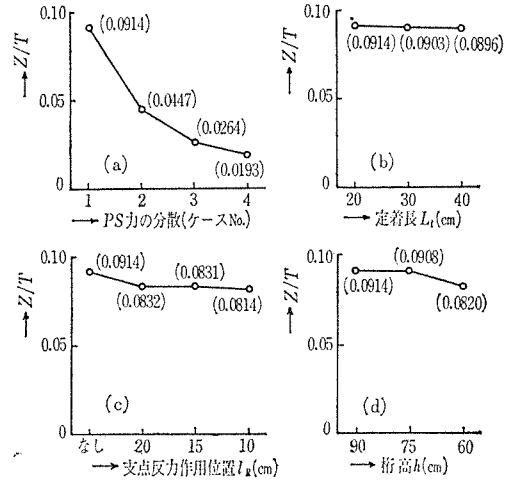
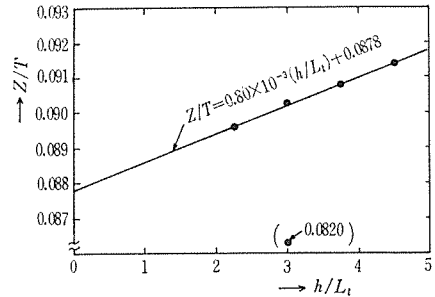


図-11  $Z/T \sim h/L_t$  曲線



数値実験での  $Z$  と式 (2) での  $S$  とは同一のものではないが，どちらも鉛直力であるので，いま仮りに同一視して考える。

いま，本数値実験結果を式 (2) の形で整理すると，図-11 のようになる。 $h/L_t=3$  の場合は，ケース No. 5 ( $h=90$  cm,  $L_t=30$  cm) と No. 16 ( $h=60$  cm,  $L_t=20$  cm) との 2 つがあり，後者の場合は， $Z/T=0.0820$  で他に比し異常に小さい値となっているが，この原因は明らかでない。これを除いた他の 4 供試体では，図-11 のように，次式で表わされる直線上によく位置している。

$$\frac{Z}{T} = 0.80 \times 10^{-3} \left( \frac{h}{L_t} \right) + 0.0878 \dots \dots \dots (3)$$

式 (3) と式 (2) とを比較すると，たとえば， $h/L_t=2$  のとき，式 (3) では， $Z/T=0.0894$ ，式 (2) では， $Z/T=0.0212$  となり，前者の方がかなり大きい。これはおそらく，式 (3) 決定上のデータが，導入力を上下フランジに集中させた場合の供試体に対して得られたものであるのに比し，式 (2) の Marshall 式のデータが，導入力分散が実際の桁に近い供試体に対して得られたものであることに起因しているのであろう。図-10 (a) から明らかのように，導入力分散によって  $Z/T$  は大きく影響されるので，実用式としては式 (3) は修正さ

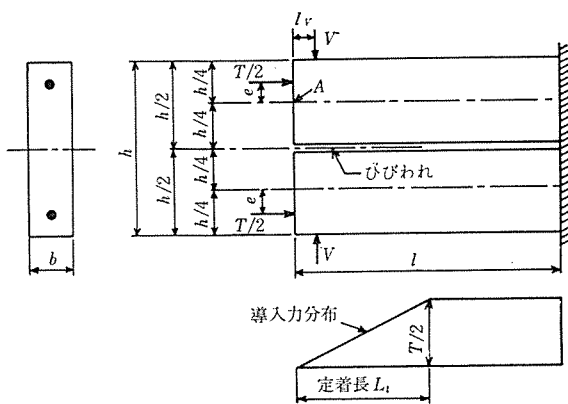
れる必要がある。また、式 (2) においては、定着長  $L_t = 0$ 、すなわち、ポストテンション方式の場合は、 $Z/T = \infty$  となり、事実と反する。いずれにしても両式は再検討の必要がある。すなわち、式 (3) では  $Z/T$  の絶対量を、式 (2) では式形体の検討を要する。そこで、実験式としての式形体はどのようなものが適切かについて、次に簡単なモデル解析を行なってみたい。

(2) 引張合力の簡略解

a) 解析上の仮定

1) 解析モデルとして、図-12 に示すような、長方形断面 ( $b \times h$ ) の片持ばり (長さ  $l$ ) のはり高の中央に水平ひびわれが生じ、上下2つに分割された状態を考える。

図-12 解析モデル



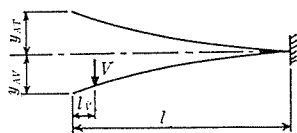
2) プレストレス導入力  $T$  は、上下に等分に  $T/2$  ずつ集中力として作用させる。その作用位置は、上部はり (上半分) だけに着目し、上部はりの中心より上方に  $e$  だけ偏心しているとする (図-12)。

3)  $T/2$  の軸方向分布は材端で 0、材端から定着長  $L_t$  だけ離れた点で  $T/2$ 、 $0 \sim L_t$  間は直線分布とする (図-12)。

4)  $T/2$  の偏心载荷による材端 A でのたわみ ( $y_{AT}$ ) を打ち消すように、材端から  $l_v$  の位置に鉛直力  $V$  を作用させる (図-13)。

以上の仮定より、 $V$ 、 $T$ 、 $L_t$ 、 $e$ 、 $h$  などの相互関係を求める。なお、上記仮定の設定上の根拠あるいはその妥当性についての議論は紙面の都合上省略する。

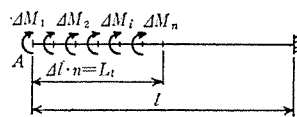
図-13



b)  $T/2$  による材端たわみ ( $y_{AT}$ )

いま、定着域 ( $0 \sim L_t$ ) を  $n$  等分し、それを  $\Delta l = L_t/n$  とする。導入力  $T/2$  を  $n$

図-14



等分し、これを  $\Delta T = T/2n$  とする。導入力の直線分布の仮定 (3) より、 $L_t$  の  $n$  等分された各点に  $\Delta T$  を作用させればよい。いま、簡単のため、材端より  $\Delta T$  を各点に作用させることにする。したがって、各点で  $\Delta T$  によるモーメント  $\Delta M_1 = \Delta M_2 = \dots = \Delta M_n = T \cdot e/2n$  が図-14 のように作用することになる。たわみによって生ずるモーメントの影響を無視すると、重ね合わせの原理が成立するので、通常のはり理論より、材端でのたわみ  $y_{AT}$  は、

$$y_{AT} = \frac{\Delta M_1 l^2}{2EI} + \frac{\Delta M_2 l^2}{2EI} \left\{ 1 - \frac{\Delta l^2}{l^2} \right\} + \dots + \frac{\Delta M_n l^2}{2EI} \left\{ 1 - \frac{(2\Delta l)^2}{l^2} \right\} + \dots$$

ここに、 $E$ 、 $I$  = 上部はりの弾性係数、断面 2 次モーメント。

$\Delta M_1 = \Delta M_2 = \dots = \Delta M_n = \Delta T \cdot e/2n$  と一定であるので、

$$y_{AT} = \frac{T \cdot e \cdot l^2}{4EI} \left\{ 1 - \left( \frac{L_t}{l} \right)^2 \times \frac{1}{6} \left( 1 - \frac{1}{n} \right) \left( 2 + \frac{1}{n} \right) \right\}$$

$n \rightarrow \infty$  とすると、

$$y_{AT} = \frac{T \cdot e \cdot l^2}{4EI} \left\{ 1 - \frac{1}{3} \left( \frac{L_t}{l} \right)^2 \right\} \dots \dots \dots (4)$$

c)  $V$  による材端たわみ ( $y_{AV}$ )

材端 A から  $l_v$  だけ右方の点に鉛直力  $V$  が作用した場合 (図-13) の A 点のたわみ  $y_{AV}$  は次式で与えられる。

$$y_{AV} = \frac{V l^2}{6EI} (l - l_v)^2 \left\{ 3 - \frac{(l - l_v)}{l} \right\} \dots \dots \dots (5)$$

d)  $y_A = 0$  とするための  $V$  の値

以上より、材端での合成たわみを 0 とするための  $V$  の値は、式 (4) と式 (5) とを等置して次のように得られる。

$$\frac{V}{T} = \frac{3e \cdot l}{2(l - l_v)^2 \left\{ 3 - \frac{(l - l_v)}{l} \right\}} \left\{ 1 - \frac{1}{3} \left( \frac{L_t}{l} \right)^2 \right\} \dots \dots \dots (6)$$

式 (6) での  $l$  は未知量であるので、これを決定するのに本数値実験結果を用いることにする。なお、式 (6) を次のように変形しておく。

$$\frac{V}{T} = \alpha \left\{ 1 - \frac{1}{3\beta^2} \left( \frac{L_t}{h} \right)^2 \right\} \dots \dots \dots (6)'$$

ここに、

$$\alpha = \frac{3}{2\beta} \left( \frac{e}{h} \right) \cdot \frac{1}{\left( 1 - \frac{l_v}{\beta h} \right)^2 \left( 2 + \frac{l_v}{\beta h} \right)}, \quad \beta = \frac{l}{h} \dots \dots \dots (a)$$

いま、式 (3) は、数値実験の範囲内 ( $h/L_t = 2.25 \sim 4.5$ ) では正しいものと仮定し、式 (6)' の  $\alpha$  および  $\beta$  を求めてみる。ただし、式 (3) での  $Z$  と式 (6)' での  $V$  とは同一視する。式 (3) より、 $h/L_t = 2.25$  のとき、 $V/T$

$T=0.0896$ ,  $h/L_t=4.5$  のとき,  $V/T=0.0914$  となるので, これらを式 (6)' に用いると,  $\alpha=0.0920$ ,  $\beta=1.59$  を得る。すなわち, 式 (6)' は次式となる。

$$\frac{V}{T}=0.0920\left\{1-0.132\left(\frac{L_t}{h}\right)^2\right\} \dots\dots\dots(7)$$

式 (7) の特性をみると,  $L_t/h$  が大きいとき,  $V/T$  も大きくなり, Marshall の式 (2) と傾向は一致している。また,  $L_t=0$  の場合,  $V/T$  は有限値となり, 経験的事実とも矛盾しない。ただ, 式 (7) の右辺第1項の  $\alpha=0.0920$  の値は, 上下フランジに導入力を集中させた場合に対する値であって, 導入力を分散させた場合は, この値より小さくなるであろう。導入力分散の効果としては, 式 (a) の  $\alpha$  式から明らかなように, 本解では偏心率 ( $e/h$ ) が相当しているようであるが, 導入力分散と偏心率との相関性を定量的に評価するのは非常に困難である。したがって, 現段階での実験式としては, 次式が提案されよう。

$$\frac{V}{T}=\alpha'\left\{1-0.132\left(\frac{L_t}{h}\right)^2\right\} \dots\dots\dots(8)$$

ここに  $\alpha'$  は主として導入力分散程度によって定まる定数である。

いま, 式 (8) での右辺 { } 内の関係式は, 導入力分散程度によって変化しないものと仮定して, 表一1 のケース No. 1~No. 4 に対して, 式 (8) での  $\alpha'$  の値を求めると, 表一2 のようになる。ケース No. 2 の場合が, 実際のプレテン桁 (旧 JIS 桁) の場合の鋼材配置に近いので, 実用簡略式として, 式 (9) が提案されよう。

$$\frac{V}{T}=0.0450\left\{1-0.132\left(\frac{L_t}{h}\right)^2\right\} \dots\dots\dots(9)$$

e) 簡略式と Marshall 式との比較 図一15 に, 式 (9) の簡略提案式と式 (2) の Marshall 式との比較を示す。式 (2) は直線式であり,  $h/L_t$  の増大にともない,  $V/T$  ( $S$  を  $V$  で代表して記述する) も直線的に増大するのに対し, 式 (9) では,  $h/L_t < 1$  の場合は  $V/T$

表一2 各導入力の分散状態に対する  $\alpha'$  値

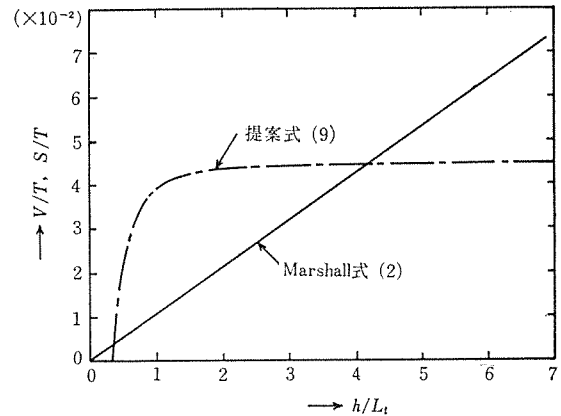
ケース No. (導入力分散状態)	No. 1	No. 2	No. 3	No. 4
$\alpha'$ の 値	0.0920	0.0450	0.0266	0.0194

表一3 補強筋量の計算値と実際使用値との比較

桁の種類	式 (7.9) による計算値*		実際使用	
	V (t)	$A_{sr}$ (cm <sup>2</sup> )	$A_s$ (cm <sup>2</sup> )	$A_{sr}/A_s$
B115-S	7.98	4.93	3.82	1.29
B113-S	7.28	4.55	3.82	1.19
B110-S	5.85	3.66	3.82	0.96

(\*  $L_t=40$  cm,  $\sigma_{sa}=1600$  kg/cm<sup>2</sup> と仮定した計算値)

図一15 提案式と Marshall 式との比較



は急増するが,  $h/L_t \geq 1$  ではほぼ一定値である。0.4 <  $h/L_t < 4.1$  の範囲では,  $V/T$  の値は, 式 (2) の方が式 (9) より小さく, それ以外の範囲では逆となっている。いま,  $h/L_t$  の実際的な範囲を考えると, 旧 JIS 桁では, 桁高  $h=50\sim 90$  cm, 定着長の値は, スtrand の場合,  $L_t=20\sim 50$  cm であるので,  $h/L_t=1\sim 4.5$  であり, したがって, この範囲では, 式 (2) の  $V/T$  が式 (9) より小さい。将来, プレテン桁が大型化し, より付着性のよい PC 鋼材が開発される場合は,  $h/L_t > 4.5$  となり, 両式の適否が検討されることになる。

(3) JIS 桁の補強筋の検討

いま, 式 (9) での  $V$  を, すべて鉛直スターラップでとらせるものとする, 所要スターラップ筋断面積  $A_{sr}$  は次式で求められる。

$$A_{sr}=V/\sigma_{sa} \dots\dots\dots(10)$$

ここに,  $\sigma_{sa}$  = スターラップ筋の許容引張応力。

a) 計算例 いま, JIS 桁 B115-S ( $h=90$  cm) を例にとり, 式 (10) によるスターラップ筋断面積  $A_{sr}$  と実際に使用されている断面積  $A_s$  との比較を行なってみると次のようである。

[諸量]

- a) 導入力  $T=30-\phi 9.3=30 \times 6 \text{ t}=180 \text{ t}$
- b) 定着長  $L_t=40$  cm (さびのないストランド)
- c)  $\sigma_{sa}=1600$  kg/cm<sup>2</sup> (SR30)

以上の諸量を式 (9) に用いると,

$$\begin{aligned} V &= T \times 0.0450 \{1 - 0.132(L_t/h)^2\} \\ &= 180 \times 0.0450 \{1 - 0.132 \times (40/90)^2\} \\ &= 7.89 \text{ t} \end{aligned}$$

式 (10) より,

$$A_{sr}=V/\sigma_{sa}=7.89/1.6=4.93 \text{ cm}^2$$

以上の計算値に対し, JIS 桁では,  $\phi 9$  の U 字形スターラップが桁端より 3.5 cm 入った点から 5 cm 間隔で 3 組使用されている。したがって, その断面積は,  $A_s=6 \times 0.636=3.82 \text{ cm}^2$  である。  $A_{sr}/A_s=4.93/3.82=$

1.29 となり、計算値の方が約 30% 大となっている。

#### b) JIS 桁の補強筋量の計算値と実際使用値との比較

B 113-S ( $h=75$  cm), B 110-S ( $h=60$  cm) に対する比較もあわせて示すと、表—3 のようである。計算値は、式 (9) を用い、 $L_t=40$  cm,  $\sigma_{sa}=1600$  kg/cm<sup>2</sup> と仮定して算出したものである。実際使用の  $A_s$  はすべて 3.82 cm<sup>2</sup> である。

表—3 より、 $A_{sr}/A_s=0.96\sim 1.29$  であり、桁高  $h=60$  cm の場合に、計算値と実際使用値とが最もよく一致している。

以上のように、材端水平ひびわれに対する補強筋量は、式 (9) による計算値と実際使用値とはほぼ合致している。実際使用値がどのような考え方から定められたかは著者らのよく知るところでないが、おそらく経験的な用心鉄筋法によるものであろう。実際使用の補強筋量が適切妥当なものであるとすれば、本研究結果は、その合理性を裏付けるものといえよう。

## 6. 結 論

プレテンション部材の材端水平ひびわれの補強に関し、材端部の応力状態を有限要素法によって調査し、その結果をもとに、フルプレストレス方式と許容応力設計法との 2 つの観点から検討考察を加えた。その結果を要約すると次のようである。

### (1) 鉛直方向引張応力およびその合力

1) 水平 P C 鋼材緊張力による材端部に生ずる鉛直方向応力  $\sigma_y$  の最大値  $\sigma_{y\max}$  は材端に生ずる。したがって、補強筋はできるだけ材端に寄せて配置するのが効果的である。

2)  $\sigma_{y\max}$  に対する影響は、定着長  $L_t$ 、自重による支点反力  $R$ 、桁高  $h$  および導入力の分散程度の 4 要因のうち、導入力分散程度が最も大である。この関係は引張合力  $Z$  についても同様である。

3)  $h/L_t$  が小さいほど、 $Z$  は小さくなり、この傾向は式 (2) の Marshall 式の傾向と一致している。しかし、Marshall 式ほどの影響を与えない。

4) 自重による支点反力  $R$  の  $Z$  値への影響は僅少であり、無視してよい。

5) 導入力を桁高方向に分散させると、 $Z$  値は大幅に減少する。したがって、定着長以遠でのプレストレス分布を変えずに、桁端での鋼材をできるだけ分散配置するのが望しい。

## (2) 補強法

1) 鉛直方向プレストレスによって材端の  $\sigma_{y\max}$  を打ち消すには、鉛直導入力は、約  $0.2T$  ( $T$ : 水平導入力) が必要な場合もある。したがって、一般的にはフルプレストレス方式は経済的でない。

2) 有限要素法による数値実験結果とモデル解析結果とにより引張合力を求める式として、式 (9) を得た。式 (9) は経験的事実と傾向が合致する形体の式である。すなわち、ポステン部材への適用は  $L_t=0$  とすればよく、そのとき、 $V/T=0.0450$  を得る。Marshall 式では  $V/T=\infty$  となる。

3) 式 (9) によるスターラップ筋の断面積  $A_{sr}$  と 3 種の JIS 桁の実際使用値  $A_s$  との比較の結果、 $A_{sr}/A_s=0.96\sim 1.29$  を得た。

大体以上のような場合、スターラップで補強する場合、材端水平ひびわれの発生は避け難く、その許容幅の計算法の開発と許容値の定め方の研究が重要である。この点に関し、今回ふれなかった新 JIS 桁の研究結果をも含めて次回報告したい。

なお、本研究に際し、御懇切な御指導を頂いた京都大学教授岡田 清博士に深謝の意を表します。また、有限要素法による数値計算にあたっては、神戸大学助教授桜井春輔博士に御助言を頂いた。ここに深謝致します。

## 参 考 文 献

- 1) Fountain, R.S.: "A Field Inspection of Prestressed Concrete Bridges", Chicago Portland Cement Association, 1963
- 2) Base, G.D.: "An Investigation of Transmission Length in Pretensioned Concrete", Cement and Concrete Association Research Report No. 5, London, Aug. 1958
- 3) Marshall, W.T. and A.H. Mattock, : "Control of Horizontal Cracking in the Ends of Pretensioned Prestressed Concrete Girders", Journal of the P.C.I., Vol. 7, No. 5, Oct. 1962
- 4) Arthur P.D. and S. Ganguli, : "Tests on End-zone Stresses in Pre-tensioned Concrete I Beams", Magazine of Concrete Research, Vol. 17, No. 51, June 1965
- 5) 藤井 学・桜井春輔・北村泰寿, : "P C 部材の中間定着部補強に関する 2, 3 の考察", 第 25 回土木学会年次学術講演会講演集 V, 昭 45.11
- 6) Fujii, M. : "Studies on Bond Strength of Strand in Prestressed Concrete," Memoirs of the Faculty of Eng., Kobe Univ., No. 11, 1965. 3

1971.10.15・受付