

Collapse Load and Absorbed Energy Estimation of Tubular Members Subjected to Local Lateral Loads



山野井 節雄
Setsuo Yamanoi
川鉄建材工業(株) 土木技術部 課長



石渡 正夫
Masao Ishiwata
川鉄建材工業(株) 土木技術部 部長



川井 豊
Yutaka Kawai
エンジニアリング事業部 研究開発センター 構造研究室 主任研究員(課長)・工博



竹園 茂男
Sigeo Takezono
豊橋技術科学大学 第一工学系 教授・工博

1 まえがき

円形断面鋼管(以下, 単に鋼管と呼ぶ)を用いた構造物は, その優れた力学的特性から近年さまざまな方面で使用されるようになった。特に, 平板を集成した断面に比べ流体に対する抵抗が少ないことから, 風圧, 流水圧, 波圧等に対し有利な構造となるため, 海洋構造物や高い塔状構造物等に積極的に用いられている¹⁾。しかし, 鋼管構造物は管壁の面外剛性が小さいため, 局所的な集中荷重に対しては管が扁平しやすく, 鋼管格点部の耐荷力や疲労強度が局部応力により支配されやすい。このような局部荷重が管壁に部材力として作用する場合の鋼管耐荷力の計算法については, 鋼管格点部を対象に多くの研究が行われ, 各種の鋼管構造物の設計にも反映されている²⁾。

一方, 局部集中荷重が部材への物体の衝突荷重等の形で作用する場合には, 鋼管の塑性変形による吸収エネルギー量や変形後の残存耐力が問題となる。この種の問題に関する研究もこれまでにいくつ

要旨

鋼管構造物の部材管壁に物体が衝突した場合の部材崩壊荷重と吸収エネルギーの算定式を得るため, 管径・板厚をパラメーターとして実大鋼管を用いた局部載荷試験を実施した。実験結果をもとに鋼管の崩壊までの変形状態をモデル化することにより, 実験定数2個を含む崩壊荷重と吸収エネルギー算定に関する半実験式を求めた。得られた算定式は, 管径350~500 mm, 板厚9.5~12.7 mmまで変化させた実験範囲内で, 実験値をよく説明できるものであった。

Synopsis:

A series of static loading tests was conducted on large-sized tubular structural models subjected to local lateral loads. The main objective was to estimate collapse load and absorbed energy of steel tubular structures under collision loading.

Some deformation models have been established based on the test results, and using these models, semi-empirical equations including two experimental constants to estimate collapse load and absorbed energy have been proposed. These equations can well explain the test results in the range of tested parameters in diameter of 350-500 mm and wall thickness of 9.5-12.7 mm.

が行われ^{3,4)}, 設計に取り入れられている例も見られる⁵⁾。しかし, 既往研究の多くは, 薄肉小径鋼管を対象にナイフエッジ等の比較的鋭利な載荷条件のもとでの実験結果⁶⁾をベースにしていることから, 大型構造物を対象に考えた場合には, 必ずしも合理的なモデル化が行われているとはいいがたい。

本研究では, 鋼管構造物への物体衝突時の終局耐力と吸収エネルギーを, より合理的に推定する方法を調査するため, 管径・板厚をパラメーターに実大に近い鋼管を用いた局部載荷試験を実施した。本報告では, 実験の概要を示すとともに, これらの実験結果を参考に局部荷重載荷時の塑性変形モデルを想定し導いた崩壊荷重と吸収エネルギーの推定式を示す。

2 鋼管の局部載荷試験方法⁷⁾と試験結果

静的載荷には1000トン構造物試験機を用い, 試験体の支間中央に集中荷重を加えた。また, 試験体の両端は単純支持とした。集中荷重は鋼塊を先端半径 $R=600$ mm に機械加工した半球体を構造物試験機上部耐圧盤にとりつけ, 鋼管の上端に押し付けることにより与えた。

各荷重の測定は次のように行った。載荷荷重は試験機内蔵の荷重計, 支点反力は支承部に取り付けたロードセル, 歪みは電気抵抗線歪ゲージ, 変位は電気式変位計を用いて行った。測定諸量のうち載荷荷重は直接ミニコンに入力したが, 他はすべてデジタル静歪計

* 平成2年11月6日原稿受付

Table 1 Dimension of test specimens and estimated values of k in Eq. (10)

Test specimen No.	Max. load P_p (tf)	Dent depth under max. load δ_{dp} (mm)	Thickness t (mm)	Mean diameter D (mm)	Plastic section modulus of circle Z_{pc} (mm ³)	Span L (mm)	Plastic section modulus of ellipse Z_{pe} (mm ³)	Eq. (10) k
1	91.6	192.9	12.98	496.02	$\times 10^8$ 3.194	4 000	$\times 10^6$ 2.205	0.35
2	63.1	171.2	12.00	496.00	2.953	5 000	2.156	0.43
3	57.9	183.5	9.44	396.86	1.487	2 500	0.923	0.19
4	50.7	167.7	9.44	396.86	1.487	3 000	0.980	0.23
5	41.3	140.2	9.44	396.86	1.487	4 000	1.075	0.30
6	75.8	157.6	11.98	394.32	1.863	3 000	1.268	0.01
7	122.9	132.4	16.01	390.39	2.441	3 000	1.796	-0.08
8	41.5	164.3	7.91	347.29	0.954	2 500	0.582	0.15
9	36.4	134.6	8.00	347.60	0.967	3 000	0.669	0.39
Mean value								0.22

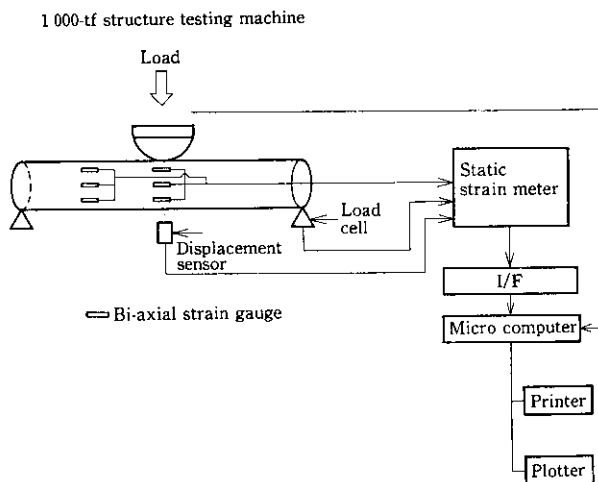


Fig. 1 Block diagram of testing system

を介してミニコンに入力した。これらデータの流れを Fig. 1 に示す。

試験体は、鋼管の長さ、板厚、直径をパラメータとして Table 1 に示す No. 1~No. 9 までの 9 体を用意した。これら試験体の両端を単純支持とした支間中央に 1 000 トン構造物試験機を用いて集中荷重を静的に加え、荷重中の鋼管の変形ならびに歪の挙動を調査した。

荷重は一部の試験体で繰り返し荷重の影響を調べるため数回の荷重を行った以外、単調漸増荷重とした。荷重の初期段階では、荷重制御を行いあらかじめ定めた荷重ステップごとに変位と歪の計測を行った。塑性変形が大きくなり始めた時点からは変位制御に切り換え、変位が一定量ずつ増加するように荷重、変位および歪の増加を計測した。支間中央に集中荷重を受ける鋼管部材は、荷重点の局所的へこみ変形とともに全体的な曲げ変形によってエネルギーを吸収

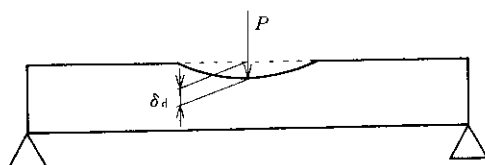


Fig. 2 Local denting deformation

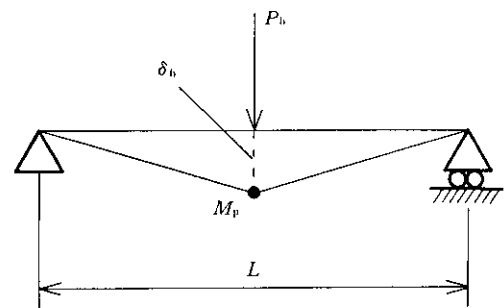


Fig. 3 Overall bending deformation

Table 2 Summary of test results

Test specimen No.	Under the maximum load			
	Lateral load P_p (tf)	Dent depth δ_{dp} (mm)	Deflection δ_{bp} (mm)	Displacement at loading point δ_p (mm)
1	91.6	192.9	74.3	267.2
2	63.1	171.2	92.2	263.4
3	57.9	183.5	43.0	226.5
4	50.7	167.7	55.4	223.1
5	41.3	140.2	77.1	217.3
6	75.8	157.6	71.4	229.0
7	122.9	132.4	79.6	212.0
8	41.5	164.3	54.7	219.0
9	36.4	134.6	54.6	189.2

する。したがって、ここでは解析の便宜上、荷重 P に対応する局所的へこみ変形 δ_d と全体的な曲げ変形 δ_b とを別個に分けて取り扱った。これらを図示したものが Fig. 2 および 3 である。また、荷重 P が最大値 P_p に達したときに生じる局所的へこみ変形 δ_{dp} 、全体的な曲げ変形 δ_{bp} 、および荷重点変位 δ_p を Table 2 に示す。

3 考 察

3.1 荷重点の局所的へこみ変形

鋼管を Fig. 4 (a) に示すように板厚 t 、平均径 D の完全な円と

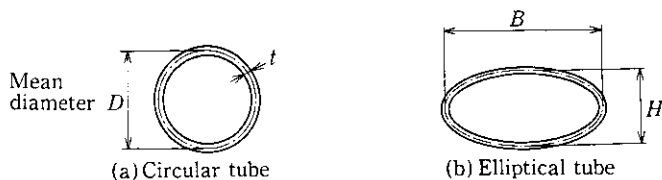
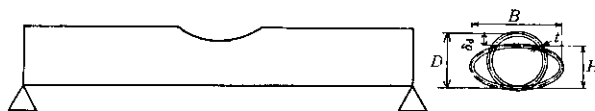


Fig. 4 Geometries

Fig. 5 Steel tube with local dent depth δ_d

仮定し、鋼管材料は完全塑性体と仮定すると、荷重 P とへこみ変位 δ_d の関係は次式によって与えられる⁶⁾。

$$P = \frac{1}{4} \times K \sigma_y t^2 (\delta_d / D)^{1/2} \quad (1)$$

ここに、 K は定数、 σ_y は鋼管材料の降伏応力、 t は鋼管の板厚、 D は鋼管の平均径である。

また、へこみ変形によって吸収されるエネルギー E_d は

$$E_d = \int_0^{\delta_d} P d(\delta_d) = \frac{1}{6} \times K \sigma_y t^2 (\delta_d^3 / D)^{1/2} \quad (2)$$

となる。

3.2 全体的曲げ変形

中央に集中荷重を受ける両端単純支持はりの曲げ崩壊荷重（極限荷重） P_b は、鋼管材料を完全塑性体とすると、一般に

$$P_b = (4/L) \times M_p \quad (3)$$

となる。ここに、 L ははりの長さであり M_p は極限曲げモーメントである。

$$M_p = \sigma_y Z_p \quad (4)$$

式(4)において、 Z_p は塑性断面係数で、へこみ変形を受けていない円管の場合、塑性断面係数 Z_{pe} は次式で表される。

$$Z_{pe} = D^2 t \times \left\{ 1 + \frac{1}{3} \times (t/D)^2 \right\} \quad (5)$$

さて、鋼管は荷重の増加とともに、前述の局所的へこみ変形によって断面形状が Fig. 4 (b) のように変化する。したがって、 Z_p も δ_d の関数となって δ_d とともに変化する。実験によると、鋼管が局所的へこみを受けると、中央部断面形状は Fig. 5 に示されているように長径 B 、短径 H の楕円形に近い形状に変形する。楕円管の塑性断面係数 Z_{pe} は次式で表される。

$$\begin{aligned} Z_{pe} &= \frac{4}{3} \left[\left(\frac{H+t}{2} \right)^2 \times \left(\frac{B+t}{2} \right) - \left(\frac{H-t}{2} \right)^2 \times \left(\frac{B-t}{2} \right) \right] \\ &= \frac{t}{3} (2HB + H^2 + t^2) \quad (6) \end{aligned}$$

ここに、

$$\left. \begin{aligned} H &= D - \delta_d \\ B &= 2D - H = D + \delta_d \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

B は変形による管壁の断面積の変化はないとして求めた。式(6)に式(7)を代入すると、 Z_{pe} は式(8)で表される。

$$\begin{aligned} Z_{pe} &= D^2 \cdot t \left[1 - \frac{2}{3} \times \frac{\delta_d}{D} - \frac{1}{3} \times \left(\frac{\delta_d}{D} \right)^2 + \frac{1}{3} \times \left(\frac{t}{D} \right)^2 \right] \\ &= Z_{pe} - \frac{Dt}{3} \times \delta_d \left(2 + \frac{\delta_d}{D} \right) \quad (8) \end{aligned}$$

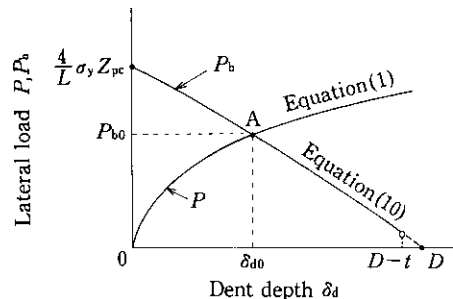


Fig. 6 Relation between lateral load and dent depth

なお、へこみがないとき、すなわち $\delta_d = 0$ のときは $Z_{pe} = Z_{pe}$ となる。鋼管が完全につぶれたとき、すなわち $\delta_d = D - t$ のときは $Z_{pe} = 4Dt^2/3 = Z_{pe0}$ (長径 $2D$ 、短径 $2t$ の楕円の塑性断面係数) となる。

へこんだ管の実際の断面は楕円形とはやや異なるので、実際の塑性断面係数 Z_p は、式(10)を少し修正したものとなる。

$$Z_p = \left(1 - k \times \frac{\delta_d}{D} \right) \times Z_{pe} \quad (9)$$

ここに、 K は実験から定めるべき定数である。へこみ δ_d を生じた鋼管の曲げ崩壊荷重は、式(3)、(4)および(9)より、

$$P_b = \frac{4}{L} \times \sigma_y Z_{pe} \left(1 - K \times \frac{\delta_d}{D} \right) \quad (10)$$

となる。Fig. 6 に示すように、式(1)の P は δ_d とともに増加する。一方式(10)の P_b は δ_d とともに減少する。したがって、鋼管は両曲線の交点 A で崩壊することになり、崩壊時のへこみ δ_{d0} は点 A の横座標から、またそのときの荷重(崩壊荷重) P_{b0} は点 A の縦座標から求められる。なお、全体的な曲げ変形によって吸収されるエネルギー E_b は次式で得られる。

$$E_b = P_{b0} \delta_b \quad (11)$$

ここに、 δ_b は曲げによるたわみである。

3.3 実験による定数の決定

Fig. 7 は、荷重とへこみ、たわみおよび荷重点変位の関係を示す。Fig. 7 に見るように、実際にはへこみとたわみとは同時進行し、理論で仮定したようにへこみが生じた後たわみではないが、ここでは便宜上、実際から得られた最大荷重 P_p を前述の崩壊荷重 P_{b0} 、また最大荷重時のへこみ δ_{dp} を崩壊荷重時のへこみ δ_{d0} と考えると、Fig. 6 の点 A と Fig. 7 の点 A' は一致しなければならない。すなわち、式(1)の K と式(10)の k は、それぞれ式(1)と式

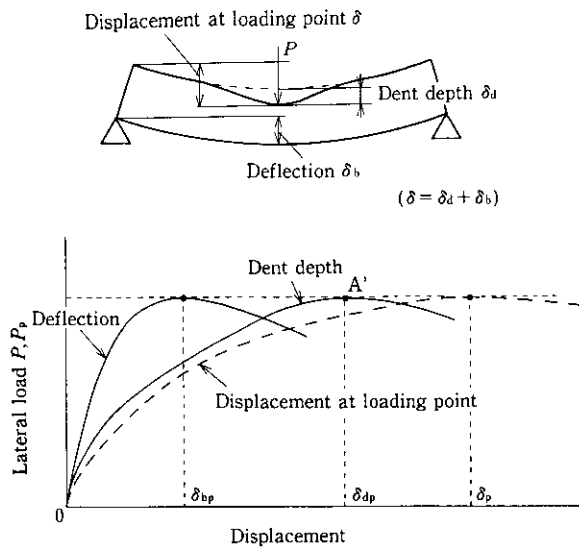


Fig. 7 Lateral load-dent depth, deflection, and displacement at loading point

 Table 3 Estimated values of K in Eq. (1) and related test parameters

Test specimen No.	Max. load P_p (tf)	Dent depth under max. load δ_{dp} (mm)	Thickness t (mm)	Mean dia. D (mm)	YS σ_y (kgf/mm ²)	Eq. (1) K
1	91.6	192.9	12.98	496.02	48	73
2	63.1	171.2	12.00	496.00	43	69
3	57.9	183.5	9.44	396.86	73	89
4	50.7	167.7	9.44	396.86	43	81
5	41.3	140.2	9.44	396.86	43	73
6	75.8	157.6	11.98	394.32	45	74
7	122.9	132.4	16.01	390.39	50	66
8	41.5	164.3	7.91	347.29	48	80
9	36.4	134.6	8.00	347.60	48	76
Mean value						76

(10)とが点A'を通ることにより求めることができる。

Table 3 は、各鋼管の実験結果から求めた K の値を示す。これを平均して、

$$K=76 \dots \dots \dots (12)$$

を採用する。したがって式(1)は式(3)となる。

$$P=19 \sigma_y t^2 (\delta_d/D)^{1/2} \dots \dots \dots (13)$$

次に、式(10)の修正係数 k の値を求める。Table 1 は、各鋼管に対して k の値を計算したものである。Table 1 より、これを平均して

$$k=0.22 \dots \dots \dots (14)$$

とする。Table 1 を見ると、 k の値のばらつきが大きいのに見えるが、 $Z_p/Z_{pc} \sim \delta_d/D$ の関係を示す Fig. 8 からわかるように、塑性断面係数 Z_p に関しては実験値と計算値の差は小さい。したがって、式(10)は次式で表される。

$$P_b = \frac{4}{L} \times \sigma_y Z_{pc} \left(1 - 0.22 \times \frac{\delta_d}{D} \right) \dots \dots \dots (15)$$

3.4 崩壊荷重の評価方法

式(13)の P と式(15)の P_b を等しく置き、両式を連立させて解く

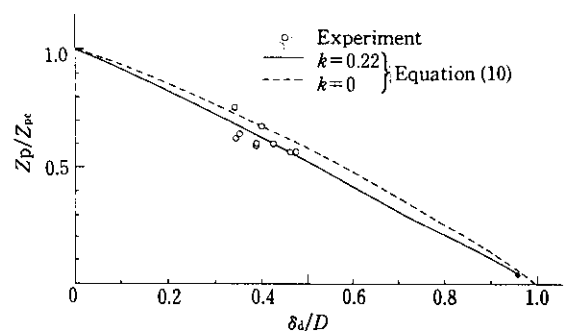

 Fig. 8 Relation between Z_p and δ_d depending on k

Table 4 Load and dent depth on collapsing

Test specimen No.	Calculation		Experiment	
	Collapse load P_{b0} (tf)	Collapse dent depth δ_{d0} (mm)	Max. load P_p (tf)	Dent depth under max. load δ_{dp} (mm)
1	96.3	194.7	91.6	192.9
2	68.8	169.8	63.1	171.2
3	52.0	202.6	57.9	183.5
4	48.7	177.9	50.7	167.7
5	43.0	138.2	41.3	140.2
6	73.7	142.3	75.8	157.6
7	123.7	100.8	122.9	132.4
8	39.5	166.7	41.5	164.3
9	37.5	143.7	36.4	134.6
Mean value	64.8 (100.3%)	159.6 (99.5%)	64.6 (100.0%)	160.5 (100.0%)

と崩壊荷重 P_{b0} とそのときのへこみ δ_{d0} とが求められる。Table 4 は計算値と実験値を比較したものである。崩壊荷重、へこみともに実験値と計算値は平均で誤差1%以内と良く一致している。

3.5 静的許容吸収エネルギー

鋼管の静的吸収エネルギーは式(2)の E_d と式(11)の E_b の和 $E_d + E_b$ で与えられるが、 δ_b の値をどう決めるかが問題である。構造物が安定的に外力を吸収できるのは、一般に最大荷重時までであるから、これを静的許容吸収エネルギー (Fig. 9 の面積 S) と定義する。したがって、 $E = E_d + E_b$ が Fig. 9 の面積 S に等しくなるような δ_b を求め、この δ_b が、はり理論による初期降伏たわみ (弾性限たわみ)

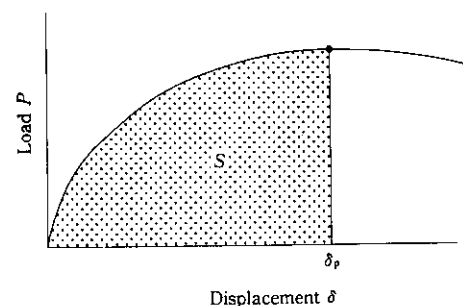


Fig. 9 Absorbed energy at maximum load

Table 5 Measured and estimated absorbed energy and estimated C values in Eq. (17)

Test specimen No.	Experiment	Calculation					
	Absorbed energy S (tf·cm)	Absorbed energy E_d (tf·cm)	Absorbed energy E_b (tf·cm)	Col-lapse load P_{b0} (tf)	Deflection δ_b (mm)	Initial yielding deflection δ_y (mm)	Eq. (17) C
1	1 979	1 250	729	96.3	75.7	12.27	6.2
2	1 358	779	579	68.8	84.1	17.20	(4.9)
3	1 013	703	310	52.0	59.7	5.06	11.8
4	902	578	324	48.7	66.5	7.28	9.1
5	732	396	336	43.0	78.1	12.95	6.0
6	1 418	699	719	73.7	97.5	7.73	12.6
7	2 152	831	1 321	123.7	106.8	8.87	12.0
8	726	439	287	39.5	72.5	6.61	11.0
9	550	360	190	37.5	50.8	9.51	5.4
Mean value							9.3 (8.8)*

* When included No. 2 data.

Table 6 Statically allowable absorbed energy

Test specimen No.	Experiment	Calculation			$\frac{E}{S} \times 100$ (%)
	Absorbed energy S (tf·cm)	Absorbed energy E_d (tf·cm)	Absorbed energy E_b (tf·cm)	Allowable absorbed energy E (tf·cm)	
1	1 979	1 250	1 094	2 344	118.4
2	1 358	779	(1039)	(1818)	133.9
3	1 013	703	244	946	93.4
4	902	578	329	907	100.6
5	732	396	516	911	124.5
6	1 418	699	528	1 227	86.5
7	2 152	831	1 017	1 848	85.9
8	726	439	242	681	93.8
9	550	360	330	690	125.5
Mean value					103.6 (106.9)*

* When included No. 2 data

実験値と計算値は誤差が平均で5%以下であり、衝撃エネルギーの吸収体としての使用目的を考慮すれば十分な精度が得られた。

4 まとめ

大型鋼管構造物に物体が衝突した場合を想定した局部集中荷重作用時の鋼管部材の崩壊荷重および吸収エネルギー算定法を検討した。鋼管径および板厚をパラメーターに実大鋼管を用いた局部集中荷重試験を実施するとともに、試験結果を参考に鋼管の崩壊に至る変形モデルを仮定し、下記に示す半実験的算定式を誘導した。

(1) 崩壊荷重および崩壊時のへこみ (P_{d0} , δ_{d0}):

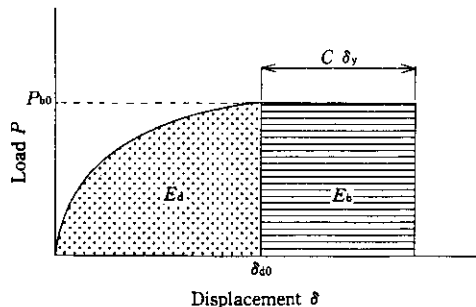
へこみ反力 P と曲げ反力 P_b を等置することにより、崩壊時のへこみ δ_{d0} が、またこのへこみ量を与える荷重より崩壊荷重 P_{d0} が求まる。

(2) 静的許容吸収エネルギー (E):

$$E = \frac{1}{6} \times K \sigma_y t^2 \left(\frac{\delta_{d0}^3}{D} \right)^{1/2} + P_{b0} C \delta_y$$

ただし、 $K=76$, $C=9.3$

上記算定式の誘導に際しては、荷重とへこみ変位の関係式や、載荷点直下の局部変形部の断面欠損部の取り扱い等のいくつかの点で大胆な仮定を置いているが、実験結果をかなりうまく説明し得るのであることがわかった。今回得られた関係式は、あくまで実験パラメーターの範囲内でしか検証し得ないものであるが、実大に近い試験体を用いた結果に基づくものであることから、実用に供し得るものと考えられる。

Fig. 10 Statically allowable absorbed energy E

$$\delta_y = \frac{L^2 \sigma_y}{6E(D+t)} \quad (16)$$

の何倍であるかを決定する。すなわち、

$$\delta_b = C \delta_y \quad (17)$$

とおいて、 C を求めると Table 5 のようになる。これらを平均すると、

$$C = 9.3 \quad (18)$$

となる。したがって、静的許容吸収エネルギー E の算定式として、

$$E = \frac{1}{6} \times K \sigma_y t^2 \left(\frac{\delta_{d0}^3}{D} \right)^{1/2} + P_{b0} C \delta_y \quad (19)$$

を得る。これを図示すると、Fig. 10 のようになる。Table 6 に各場合の実験値に対する計算値を示す。

参考文献

- 成瀬泰雄:「鋼管構造」,(1971),「森北出版」
- 鋼管構造の進歩に関する調査研究委員会:「鋼管構造格点部の耐力」,土木学会,(1982)
- W. F. Chen and I. S. Sohal: "Cylindrical Members in Offshore Structures", *Thin-walled Structures*, 6 (1988), 153-285
- 矢沢昭夫, 水山高久, 下東久巳:「鋼管に対する土石流衝撃力実験報告書」,土木研究所資料第2276号,(1986)
- (財)砂防・地すべり技術センター:「鋼製砂防構造物設計便覧」,(1985) 105-107
- C. P. Ellinas and A. C. Walker: "Damage on Offshore Tubular Bracing Members", Proc. of IABSE Colloquium on Ship Collision with Bridges and Offshore Structures, Copenhagen, (1983), 253-261
- 水山高久, 川井 豊, 山野井節雄:「鋼製オープンダム部材の耐力実験」,新砂防, 43 (1990) 4, 22-26