

直立円断面杭に作用する氷力の弾塑性解析

田中 祐人*・佐伯 浩**・佐々木広輝***・小野 敏行****

1. ま え が き

氷海域に建設される海洋・沿岸構造物を経済的に設計するためには、海水の移動によって構造物に作用する氷力を適切に算定することが重要である。この氷力の中でも、これまでは構造物全体に作用する全氷力に焦点が当てられ、多くの研究成果により全氷力を算定するための実験式や理論式が提案されてきた。しかし、これらの全氷力に関する研究では、氷力を受ける面が剛体であることを前提にしており、実際の構造物のように局所的な氷圧力の集中により受圧面が変形することを考慮していない。現実には、杭径に対して肉厚が薄い鋼管を用いた構造物では、受圧面が変形して扁平になることにより、接触係数が大きくなり、当初、円断面で算定した全氷力よりも大きな全氷力が作用して、受圧面が面外方向に座屈することがある。ところが、その変形を求めるための氷圧力分布について言及している論文は皆無に等しく、氷力が直接作用する構造部材を設計するためには、氷圧力分布を仮定せざるえなかった。そこで筆者らは、実物大の鋼管を半無限の海水盤に貫入させ、実験的に全氷力と局部氷圧力を測定した¹⁾。本研究では、鋼管に作用する全氷力と局部氷圧力を数値解析により算定することの可能性を調べるため、有限要素法により海水盤の弾塑性解析を行い、その解析値を実験値と比較して解析方法の妥当性を検討する。

2. 実験方法

(1) 再結氷させた海水盤と海水の物性

実験装置の検定を除き、全ての実験をオホーツク海に面したサロマ湖で行った。サロマ湖内で自然結氷する海水は積雪の影響があるため、自然結氷した海水盤に長方形 ($W=2.5\text{ m}$, $L=3\text{ m}$) の穴をあけ、新たに自然結氷させて良質の海水盤 (柱状氷) をつくった。再結氷させた海水の密度は約 0.86 gf/cm^3 、塩分量 8 ‰ 、平均のグレイン径は 1.11 cm であった。海水の強度を求めるた

め、直径 10 cm 、高さ 20 cm の円筒供試体を貫入実験と同一の海水盤から海水の結晶成長方向と垂直に採取し、ひずみ速度が約 10^{-3} sec^{-1} になるように一軸圧縮試験を行った。一軸圧縮強度 σ_c の平均は 1.19 MPa であった。また、一軸圧縮試験で得られた荷重・変位曲線より、海水の弾性係数の平均は 248 MPa で、降伏後における加工硬化係数 H の平均は 70.8 MPa であった。降伏後の塑性ひずみ ε_p の平均は 0.351% で、供試体の中にはひずみが 2% にも達するものがあった。ポアソン比 ν の測定を行わなかったが、佐伯らがサロマ湖の再結氷盤から採取した供試体を用いて行った実験結果によると²⁾、貫入実験を行った実験条件では、ポアソン比は 0.1 程度と推測される。

(2) 実験装置

実験に用いた半円柱状の鋼管 (直径 $D=54.5\text{ cm}$ 、高さ 40 cm) を図-1, 2 に示す。貫入方向から 15° , 30° , 45° , 75° , 90° の周方向 5ヶ所の位置でそれぞれ鋼管軸方向に 3本ずつ計 15本の3分力測定用特殊ピンを埋め込み、局部氷圧力の半径方向成分 σ_r 、周方向成分 σ_θ ならびに鉛直方向成分 σ_z を測定した。また、貫入方向の中心 $\theta=0^\circ$ には鋼管軸方向に 5本の小型圧力変換器を埋め込み、 σ_r のみを測定した。

Asby らや Sanderson によると、受圧面に作用する平均氷圧力は受圧面積の平方根に反比例する^{3), 4)}。この理由は、受圧面全体にわたって海水の破壊が同時におこらないためだと考えられる。また、受圧面積をセル (グ

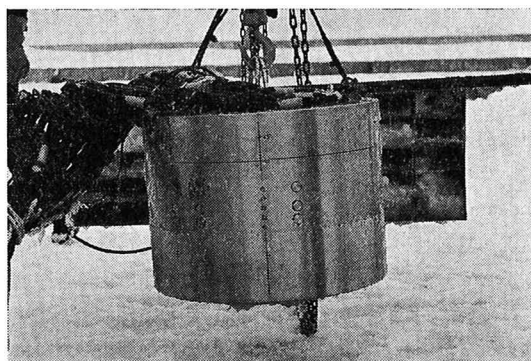


図-1 実験装置

* 正会員 工修 川崎製鉄(株) 研究開発センター

** 正会員 工博 北海道大学教授 工学部土木工学科

*** 正会員 工修 五洋建設(株)

**** 北海道大学技官 工学部土木工学科

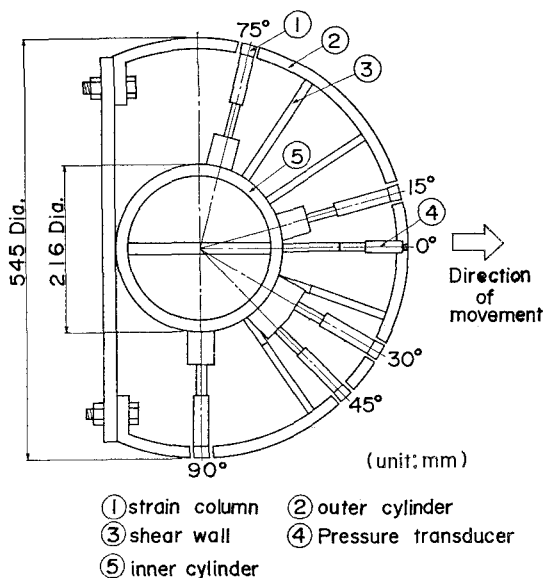


図-2 実験装置(鋼管断面図)

レイン)の大きさより小さくしても、グレインの平均圧縮強度以上に氷圧力は大きくならないと述べている。そこで本実験では、同時におこるグレインの破壊が最大の局部氷圧力であり、構造物の部材設計にはこの最大の氷圧力分布が最も安全側の外力になると考え、センサーの受圧面をグレイン径と同等になるよう配慮した。しかし、3分力測定用ピンは、鋼管の表面に作用する σ_θ , σ_z をも測定するため、海水のグレインが受圧面に2個程度入るように、受圧面の直径を2cmとした。小型圧力変換器は σ_r しか測定しないので、受圧面の直径が0.82cmのものを使用した。

鋼管の外周面は摩擦係数が均一になるようにセン盤仕上げしており、佐伯らが過去に行った摩擦係数の結果⁵⁾によると、静摩擦係数0.1、動摩擦係数0.05程度と推測される。この鋼管をストローク30cmの油圧ジャッキに固定して、海水盤に貫入させた。鋼管に作用する全氷力は、油圧ジャッキの内圧を圧力変換器で測定することにより求めた。鋼管の貫入速度は、10cmの変位計を用いて測定した。

(3) 貫入実験

これまでの貫入実験では、図-3(a)に示すような半無限海水氷盤が衝突貫入する Penetration test を対象にしていたが、実際の結氷海域においては、図-3(b)の Indentation test のように鋼管に凍結せずに接している状況が見られ、このような状態から海水氷盤が動き出すほうが(a)の場合に比べて大きな氷力が作用すると予想されている。(a),(b)の両方の接触条件について実験を行ったが、本研究では(b)の場合を解析の対象にする。

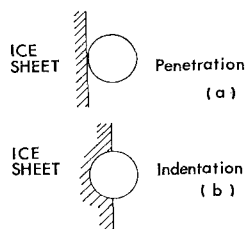


図-3 初期の接触条件

表-1 実験結果 (Indentation test)

Run	h (cm)	V (cm/sec)	$\dot{\epsilon} \times 10^{-3}$ (sec ⁻¹)	F (kN)	σ_B (MPa)	t_B (sec)	T_i (°C)
A 1	12.0	0.565	2.59	126	1.93	4.73	-2.4
A 2	12.0	0.019	0.087	84.1	1.29	228	-2.2
A 3	12.0	0.021	0.096	66.0	1.01	47.8	-2.5
A 4	12.0	1.38	6.31	135	2.07	1.17	-2.7
A 5	14.0	1.45	6.65	106	1.39	0.735	-4.5
A 6	17.0	0.451	2.07	34.9	0.377	1.11	-4.3
A 7	10.0	0.318	1.46	89.3	1.64	4.86	-2.0
A 8	9.8	0.678	3.11	121	2.27	31.3	-1.9
A 9	9.3	0.023	0.106	43.2	0.852	107	-2.0

Note: $\sigma_c = 1.19$ (MPa), $D = 54.5$ (cm)

実験結果を表-1に示す。この表において、 D : 鋼管径, h : 氷厚, V : 貫入速度, $\dot{\epsilon} = V/4D$: Michel ら⁶⁾によるひずみ速度, F : 全氷力のピーク, $\sigma_B = F/Dh$: 平均氷圧力, t_B : 全氷力がピークになるまでの経過時間, T_i : 氷温。

3. 解析方法

(1) 貫入実験のモデル化

海水氷盤が鋼管の貫入により弾塑性変形を受ける現象を再現するため、有限要素法による非線形構造解析プログラム(MARC)を用いた。そのモデル化の状況を図-4の要素分割図に示す。解析の接触条件は、図-3のうちの氷力が大きくなる(b)の Indentation test を対象にする。実験では、氷力が小さくなる海水氷盤の座屈破壊を除外し圧壊する場合のみを対象にしており、またアスペクト比(鋼管径/氷厚)の平均が4.3以上であるため、海水氷盤に厚さ一定の平面応力要素を用いた。また、表面粗

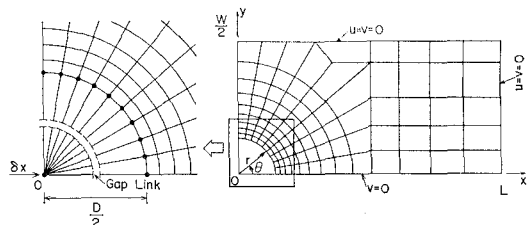


図-4 要素分割図と定距離接触要素

度が小さい鋼管の貫入により海水盤が受ける変形を、解析では鋼管の中心と接触面上の節点の間に周方向の摩擦を無視した定距離接触要素を用い、鋼管の中心に相当する節点に強制変位を与えシミュレートした。

ところで、海水は結晶の成長方向に方向性があり、また厚さ方向において結晶径が異なることから強い異方性を持つが、この解析では計算を簡略化するため、海水を等方性体と仮定する。解析に用いた弾性係数、加工硬化係数や降伏後の塑性ひずみなどの海水の物性値は、一軸圧縮試験の結果にもとづき決定した。一般的に、海水は塑性ひずみに達した後、ひずみ軟化現象をおこすが、この解析では塑性ひずみに達した後の加工硬化係数を $H=0$ とした。

(2) 海水の降伏則

海水の降伏則には、粘土などの粘弾性体用いられる線形の Mohr・Coulomb の規準を採用した。一般的に、線形の Mohr・Coulomb の規準は次式のように書き表わされる。

$$\tau = c + \sigma \tan \phi \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここに、 τ : セン断応力、 c : 見かけの粘着力、 σ : 垂直応力、 ϕ : セン断抵抗角。

本研究の貫入実験では、海水盤の平均温度が -3.2°C であり、また解析では平面内のセン断応力に着目するので、佐伯らが結晶の成長方向と平行に直接セン断試験を行った結果⁷⁾ から、

$$c = 0.66 \text{ MPa}, \quad \phi = 10^{\circ} \quad \dots\dots\dots (2)$$

とした。Drucker・Prager⁸⁾ によると、線形 Mohr・Coulomb の規準を一般化すると、降伏関数 f は次式のように書き表わされる。

$$f = \alpha J_1 + \sqrt{J_2} - k \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 J_1 : 応力テンソルの第1次不変量、 J_2 : 偏差応力テンソルの第2次不変量、 α , k : 定数。

また、(3) 式と (1) 式には次式の関係がある。

$$c = \frac{k}{\sqrt{1-12\alpha^2}}, \quad \sin \phi = \frac{3\alpha}{\sqrt{1-3\alpha^2}} \quad \dots\dots\dots (4)$$

(4) 式と (2) 式より、 $\alpha = 5.76 \times 10^{-2}$, $k = 0.673 \text{ MPa}$ を得る、

4. 結果と考察

(1) 全水力と貫入量

図-5 に、ひずみ速度が 10^{-3} sec^{-1} で Indentation test を行った時の無次元全水力と貫入量の関係を示す。実線は貫入実験で測定した実験値であり、曲線途中にある黒丸は、鋼管が海水盤に約 30 cm ほど貫入する時、鋼管が受ける全水力がピークになる貫入量を示している。破線は前述した解析方法により求めた解析値である。 ϵ_p は鋼管の貫入により海水盤がうける塑性ひずみで、海水の一軸圧縮試験の結果より得た塑性ひずみの平

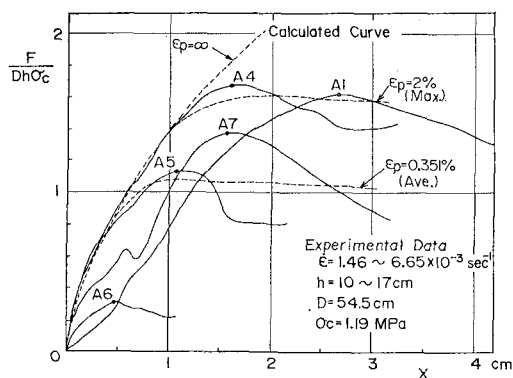


図-5 無次元全水力と貫入量の関係

均 0.351% と最大値 2% に関して解析を行った。

Run A1, A5 では全水力のピークが違うものの、解析値は実験で得た全水力と貫入量の非線形性をよく表わしている。Run A1, A7 では、貫入量が小さい範囲において曲線の傾きがゆるいが、貫入が進むにつれて解析値の傾きに近づく。この2つの実験では、コアドリルを用いたにもかかわらず、実験開始時点で海水盤と鋼管が完全に密着していなかったため、貫入量が小さい範囲では接触している部分のみが圧縮されて、曲線の傾きがゆるくなったものと考えられる。

一軸圧縮試験で得た塑性ひずみの平均 0.351% を用いた計算によると、全水力のピークは Run A5 にかなり近くなる。しかし、Indentation test で得られた全水力の最大値は、Run A1 や A4 に示されるように、塑性ひずみの平均を用いたピークよりも 1.5 倍大きい。平均のかわりに塑性ひずみの最大値 2% を用いれば、解析による全水力のピークは実験で得られた全水力の最大値にほぼ等しくなる。以上の結果を考慮すると、海水の終局時における塑性ひずみを適確に求めることができれば、全水力の最大値は本解析方法により推定できると考えられる。

Hysing によると、鋼管が海水盤に貫入する時に受ける全水力⁹⁾ は次式で表わされる。

$$F = K_F K_i K_o K_A \sigma_o b h \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここに、

K_F : 形状係数 (円断面: 1.0, 角断面: 0.9),

$K_i = \frac{\sigma_i}{\sigma_o} = 0.2 \sim 1.0$: 荷重速度係数,

σ_i : 対象となるひずみ速度での一軸圧縮強度,

σ_o : 最大の一軸圧縮強度,

$K_o = 2 \left[1 + \left(\frac{b}{h} \right)^{-0.6} \right] = 2.0 \sim 6.0$: 氷盤拘束係数,

$K_A = \left(\frac{A}{A_o} \right)^{-0.185} = 0.05 \sim 1.0$: 荷重面積係数,

$A = bh$: 載荷面積,

A_o : 基本載荷面積。

この式は、鋼管の断面形状、海水盤の載荷速度、アスペクト比の影響ならびに海水盤と鋼管との接触条件をも考慮した全氷力算定式である。Indentation test を対象にした本実験では、 $K_F = K_\varepsilon = 1.0$ となり、本実験での条件を式(5)に代入すると、

$$\frac{F}{Dh\sigma_0} = 0.96 \sim 0.97$$

となり、算定した全氷力は最大の実験値よりも約 44% 小さくなった。

(2) 局部氷圧力の半径方向成分と貫入量

図-6, 7 に局部氷圧力の半径方向成分と貫入量の関係を示す。図中の実験値(実線と一点鎖線)は、各 Run において氷厚中心付近($z=0$ もしくは -2.0 , -2.8 cm)で測定した半径方向成分である。破線で示す解析値は、塑性ひずみの平均 0.351% または最大 2% を用いて計算したものである。全氷力の推定では、一軸圧縮試験の結果の中から塑性ひずみの最大値を用いほぼ実験値を推定することができたが、 $\theta=0^\circ$ 以外にも 45° , 75° において塑性ひずみの最大値を用いた解析値よりも実験値が大きくなることがあった。この理由は、解析では氷厚方向の拘束を考えない平面問題として取扱っているが、実験では氷厚中心付近の局部氷圧力を測定しており、測定した実験値には三軸応力状態の効果が含まれて

いるためだと考えられる。また、海水盤の弾性係数や加工硬化係数は、一軸圧縮試験の結果をそれぞれ平均したものを解析に用いているので、実験値が解析値を上回ることがあると考えられる。したがって、全氷力がピークに達するまでの全氷力曲線に関しては、接触面全体にわたるマクロ的な現象であるため、海水の物性の平均値を用いかなりの精度で推測できるが、全氷力の最大値や局部氷圧力などのミクロ的な現象に対しては、海水の物性のばらつきまでも考慮に入れた解析が必要と思われる。

Hysing によると、局部氷圧力 σ_r は次の半経験式⁹⁾により求めることができる。

$$\sigma_r = 2 \left[1 + \left(\frac{b_l}{h} \right)^{-0.6} \right] \left(\frac{A}{A_0} \right)^{-0.165} \sigma_0 \quad \dots\dots\dots (6)$$

但し、 $h/b_l > 3$ であれば、

$$\sigma_r = 6 \left(\frac{A}{A_0} \right)^{-0.165} \sigma_0 \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここに、 b_l : 局部氷圧力を考える水平方向の幅、 h : 氷厚、 A : 局部氷圧力を考える面積、 A_0 : 基本載荷面積。この式は、前述した全氷力の算定式と同様に、アスペクト比による氷盤の拘束効果を考慮しており、また、局部氷圧力を考える面で圧壊が同時におこる時が最大の局部氷圧力になるとの仮定に基づいている。式中の b_l をセンサーの直径、 A をセンサーの受圧面積と考えると、表-2 に示すように、各センサーに作用する局部氷圧力の最大値は、小型圧力変換器で一軸圧縮強度の 6.67 倍、3分力測定ピンで 4.97 倍にもなり、本実験の結果と比較するとかなり大きな局部氷圧力を与えることがわかる。

表-2 Hysing の式による局部氷圧力の算定

Type of sensor	Pressure transducer	Strain column
θ°	0	15, 30, 45 75, 90
b_l (cm)	0.82	2
h/b_l	$10 \sim 17/0.82 > 3$	$10 \sim 17/2 > 3$
A (cm ²)	$\frac{\pi b_l^2}{4}$	
σ_r/σ_0	6.67	4.97

5. あとがき

Indentation test の実験結果と線形 Mohr・Coulomb の降伏則を用いた解析値を比べることにより以下の結論が得られた。

- (1) 鋼管に作用する全氷力は、一軸圧縮試験で海水の物性を決定すれば、ほぼ適確に推定することができる。
- (2) 局部氷圧力の半径方向成分は海水の物性に大きく

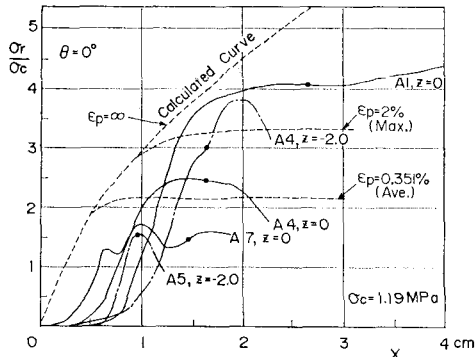


図-6 局部氷圧力の半径方向成分と貫入量 ($\theta=0^\circ$)

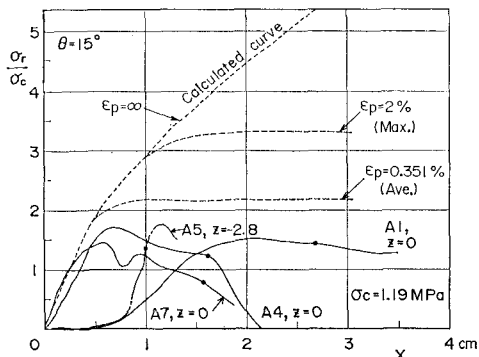


図-7 局部氷圧力の半径方向成分と貫入量 ($\theta=15^\circ$)

依存しており、確率的に海水の物性を決定しなければ、
局部氷圧力の最大値を推定することはできない。

参 考 文 献

- 1) Tanaka, S., Saeki, H., Sasaki, K. and Ono, T.: The distribution of ice pressure acting on an offshore circular pile, Proc. of the 9th P.O.A.C., 1987.
 - 2) Saeki, H., Ozaki, A. and Kubo, Y.: Experimental study on flexural strength and elastic modulus of sea ice, Proc. of the 6th P.O.A.C., pp. 536~547, 1981.
 - 3) Asby, M. and others: Nonsimultaneous failure and ice loads on arctic structure, Proc. of the 18th O.T.C., OTC 5127, pp. 399~404, 1986.
 - 4) Sanderson, T.: A pressure—area curve for ice, Proc. of the 8th I.A.H.R. ice symposium, pp. 361~384, 1986.
 - 5) Saeki, H., Ono, T., Nakazawa, N., Sakai, M. and Tanaka, S.: The coefficient of friction between sea ice and various materials used in offshore structures, J. of Energy Resources Tech., Vol. 108, pp. 65~71, 1986.
 - 6) Michel, B. and Toussaint, N.: Mechanics and theory of indentation of ice plates, J. of Glaciology, Vol. 19, pp. 285~300, 1977.
 - 7) Saeki, H., Ono, T., Zong, N. and Nakazawa, N.: Experimental study on direct shear strength of sea ice, Annals of Glaciology, Vol. 6, pp. 218~221, 1985.
 - 8) Drucker, D. and Prager, W.: Soil mechanics and plastic or limit design, Quart. Appl. Math., Vol. 10, pp. 157~165, 1952.
 - 9) Hysing, T.: Marine structures and ships in ice, Article presented in Norwegian Maritime Research, Vol. 9, 1981,
-