偏摩耗油井管のバースト強度の FEM 解析と計算式*

三牧 敏太郎^{*1}, 丸 山 和 士^{*2}, 井之脇 隆一^{*3}Finite-Element Analysis and Formulas
of Burst Strength of Worn Casing

Toshitaro MIMAKI, Kazushi MARUYAMA and Ryuichi INOWAKI

In a horizontal well or an extended reach well, which is promising for future well construction, a well casing is subjected to local wear of wall thickness on its inside surface due to rotational contact with a tool joint or drill pipe during drilling. Burst strength of worn casing is analyzed as an unstable problem by the elastic plastic finite element method (FEM) and the decrease ratio of burst strength due to casing wear is formulated by nonlinear programming using parameters of the wear shape. The elastic plastic FEM is highly applicable, since values calculated by the FEM program agree well with those of experiments. It was found that the decrease ratio of burst strength of a worn casing is linearly proportional to the decrease ratio of wall thickness, and that the apical angle of the wear shape has little influence on burst strength.

Key Words: Numerical Analysis, Plastic Instability, Wear, Finite Element Method, Burst Strength, Worn Casing

1. 緒 言

油井掘削にあたり多用されている坑井型式の一つに傾斜・水平掘がある。これらの坑井は油層内に長い回収域をもつため生産効率が高く、今後も有望な型式とされている。しかし傾斜部において油井管は掘削推進用のドリルパイプとの回転接触によりその内面肉厚が偏摩耗するため、圧潰強度やバースト強度などが低下する⁽¹⁾。油井管に生ずる偏摩耗形状は多様であるので実験的解明には限界があり、これらの破壊強度の弾塑性有限要素法(FEM)による数値解析的解明とともに、油井設計に用いることのできる破壊強度計算式の提案が望まれている。

前報⁽²⁾では、偏摩耗油井管の圧潰強度の FEM 解析結果の報告と偏摩耗形状を考慮した圧潰強度計算式の提案を行った。

本報では、富田らによる弾塑性有限要素解析法⁽³⁾を用いた偏摩耗油井管のバースト強度の解析結果とともに

に、非線形計画法を用いた偏摩耗形状を考慮したバースト強度計算式の導出について報告する。

2. 解 析 方 法

2.1 弾塑性有限要素法プログラム 鋼管の外圧による圧潰や内圧によるバーストなどの破壊強度は、分岐解析により求められる場合もあるが⁽³⁾⁽⁴⁾、ここでは不安定問題として解析する^{(5)~(7)}。すなわち若干の初期不整を与えた鋼管に対して内圧を徐々に上昇させていき、不安定となる直前の最高圧力をバースト強度として求めた。なお変形方向は円近似した管の長軸外径が縮むとした。プログラムは前報⁽²⁾と同様であり、一般化平面ひずみ問題として定式化しているので軸方向応力も考慮できる。四角形 8 節点アイソパラメトリック要素を用い、問題の対称性から図 1 に示す鋼管断面の 1/2 部分を対象に、要素分割は肉厚方向に 6 分割、円周方向に 40 分割とした。

2.2 鋼管の各種特性の定義 鋼管の諸特性の定義は前報⁽²⁾と同様である。おもな用語を示す。鋼管は外径 D 、肉厚 t であり、偏摩耗形状は図 1 に示す摩耗深さ d と摩耗角度 θ で代表させている。これらの形状パラメータを用いて、外径・肉厚比 D/t 、肉厚摩耗比 d/t 、残存肉厚 $t_{mn}(=t-d)$ 、肉厚残存比 t_{mn}/t と呼ぶ。

* 原稿受付 1995 年 1 月 17 日。

^{*1} 正員、新日本製鐵(株)技術開発本部 (〒293 富津市新富 20 1)。^{*2} 新日本製鐵(株)技術開発本部 (〒804 北九州市戸畑区飛幡町 1 1)。^{*3} 石油公団石油開発技術センター (〒261 千葉市美浜区浜田 1 2 2)。

また偏摩耗時と摩耗なしにおけるバースト強度を P_w , P_0 とし、低下比を $DR = P_w/P_0$ で表す。

(1) 内面肉厚の偏摩耗形状

偏摩耗形状 (d と θ の関係) は、図1において鋼管の内半径を R , ドリルパイプの外半径(偏摩耗部径)を r_w とする幾何形状と三角形の余弦法則とを用いて導くことができる。肉厚摩耗比の最大値を0.5程度とすると、摩耗角度は大略 $30 \sim 60^\circ$ となる。

(2) 初期形状不整

外径の形状不整である真円度 u は円管をだ円近似し次式で表し、また肉厚の形状不整である偏肉 e の定義も同様な式であるが、偏摩耗のみとした円長軸の内面に設けた。

$$\left. \begin{aligned} u[\%] &= [D(\max) - D(\min)] / D(\text{ave}) \cdot 100 \\ e[\%] &= [t(\max) - t(\min)] / t(\text{ave}) \cdot 100 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

(3) 残留応力

周方向残留応力 σ_R は肉厚方向に直線的に分布するものとした。すなわち鋼管の内半径 r_i と外半径 r_o において、大きさは同値であるが符号(圧縮と引張り)が異なるとした。以下では内面での値で表すが、負値は圧縮応力である。なお鋼管の肉厚中心の内面側と外面側とは面積が異なるため、この残留応力分布は自己平衡ではない。しかし常用の油井管 ($D/t > 10$) の外面側面積/内面側面積の値は1.12より小さいので、直線近似モデルが用いられる場合が多い⁽⁵⁾⁽⁸⁾。

(4) 応力・ひずみの関係式

応力・ひずみの関係は Needleman の式(2)で表されるとした。

$$\varepsilon/\varepsilon_p = \begin{cases} \sigma/\sigma_p & (\varepsilon \leq \varepsilon_p) \\ 1/n[(\sigma/\sigma_p)^n - 1 + n] & (\varepsilon > \varepsilon_p) \end{cases} \dots\dots\dots (2)$$

用いた材料特性値は、ヤング率 $E = 206 \text{ GPa}$, パラメータ $n = 80$ である。なお $n = 80$ は完全弾塑性に近い特性となる。ここで、 ε : ひずみ, ε_p : 比例限に対応した

ひずみ (σ_p/E), σ : 流動応力, σ_p : 比例限である。以下で、 σ_Y : 降伏強度 (0.5%全ひずみにおける流動応力), σ_z : 軸方向応力(軸力, 引張応力は正値)である。

2.3 境界条件に関する検討

実験と解析との境界条件は揃える必要がある。実験では、試験片両端に鏡板を接合し、加圧水を鋼管内部に封入することで内圧負荷を行った。昇圧は片端の鏡板を貫通している細い注入口を通して行った。したがって実験における境界条件は両端閉管である。一方、実坑井の境界条件は両端開放である。これより二つの境界条件を用いた。

(1) 実験値に関する解析: 両端閉管とし、逐次ステップの内圧増分 (ΔP) により発生する引張軸力の増分 ($\Delta \sigma_z$) を次ステップにて負荷する。その逐次増分は式(3)である。すなわち軸力が作用した状態での二軸バースト強度 P_{ba} として解析した。

$$\Delta \sigma_z = \Delta P \{ \pi(D/2 - t)^2 / \{ \pi t(D - t) \} \} \dots\dots\dots (3)$$

(2) 実坑井に関する解析(計算式の導出): 両端開放とし、外力としての軸力負荷はないものとする。すなわち内圧のみが作用する状態での単軸バースト強度 P_{bo} として解析した。

2.4 バースト強度の計算式

両端開放における理想鋼管(完全弾塑性, $u = e = \sigma_R = 0$) の単軸バースト圧力の近似値である内面降伏開始圧力 P_i^* , その薄肉近似式 P_i と全面降伏圧力 P_g を式(4)~(6)に示す。なお内圧のみ作用する単軸であっても、周方向応力 σ_t と径方向応力 σ_r が生じ二軸応力状態となる。常用の油井管の外径/肉厚比 $D/t = 10 \sim 40$ では、 $\sigma_r/\sigma_t = -0.2 \sim -0.05$ であるので、 $\sigma_r = \sigma_Y$ とした近似式がこれらの式であり、石油産業で多用されているものである。

$$P_i^* = 2\sigma_Y(D/t - 1) / \{ (D/t - 1)^2 + 1 \} \dots\dots\dots (4)$$

$$P_i = 2\sigma_Y / (D/t) \dots\dots\dots (5)$$

$$\begin{aligned} P_g &= P_i \cdot (1/2) \cdot \{ 1 + D^2 / (D - 2t)^2 \} \\ &\approx P_i \cdot \{ 1 + 2 / (D/t) \} \dots\dots\dots (6) \end{aligned}$$

著者らは、式(2)の応力・ひずみ関係をもつ鋼管のバースト強度のFEM計算値を用いた統計解析により推定式(7)を提案している⁽⁷⁾。同式の第2項は全面降伏状態を、また第3項はパラメータ n の代理変数として σ_Y/σ_p を用いて応力・ひずみ関係の影響を表している。

$$\begin{aligned} P_{est} &= P_i \cdot [1 + 1.603 / \{ (D/t) - 1 \}] \\ &\quad \times [1 + 0.6326 (\sigma_Y/\sigma_p) \cdot \tanh(\sigma_Y/\sigma_p - 1.05)] \dots\dots\dots (7) \end{aligned}$$

軸方向応力 σ_z の作用した状態の二軸バースト強度 P_{ba} は、ミーゼスの降伏条件式より導かれる式(8)で求められる。ここで単軸バースト強度 P_{bo} は式(4)~(7)のいずれかの値である。

Fig. 1 Shape of local wear in casing

$$P_{ba} = P_{bo} \left[\{1.0 - 0.75(\sigma_z/\sigma_Y)^2\}^{1/2} + 0.5(\sigma_z/\sigma_Y) \right] \quad \dots\dots\dots (8)$$

3. バースト強度の解析例と 不整要因の影響

FEM 解析の計算精度を評価するには理論式との比較が望ましいが、ここでは摩耗なし鋼管のバーストの実験値と FEM 計算値との比較による精度評価と、偏摩耗、真円度と残留応力の影響について述べる。

3・1 摩耗なし鋼管のバースト強度の解析例 供試鋼管のグレードは API X-65, X-70, X-80 で、 $D/t \approx 17 \sim 40$ であり、そのデータ数は $N=7$ である。

バースト実験値と FEM 計算値との比較を図 2 (●印) に示す。横軸は実験値 P_{exp} 、縦軸は FEM 計算値 P_{FEM} である。データ数は限られているが FEM 計算値は実用上はほぼ十分な精度と言える。本報で計算精度の目安とする FEM 計算値/実験値 [P_{FEM}/P_{exp}] の統計量を示す⁽⁶⁾。

(1) 平均値=0.995, 標準偏差=0.048 ($N=7$)

(2) 標準偏差の 1.5 倍における推定範囲:

$$[P_{FEM}/P_{exp}] \approx 0.92 \sim 1.07 (\text{誤差率で} \pm 8\% \text{程度})$$

これらの実験値は、図 3 に示すようにミーゼスの降

Fig. 2 Comparison of measured burst strength P_{exp} with the strength P_{FEM} calculated by FEM

Fig. 3 Normalized value of measured burst strength P_{ba} by uniaxial strength P_{bo} on Mises' yield ellipse

伏た円上の最高点 ($\sigma_z/\sigma_Y = 0.58$, $P_{ba}/P_{bo} = 1.15$) にほぼ位置している。ここで軸力はバースト時の圧力を式 (3) に代入して求めた値であり、単軸バースト強度 P_{bo} は薄肉近似式 (5) の値である。これより二軸バースト強度である実験値は、単軸バースト強度に比べて約 15% 高いこと、したがって解析に用いる境界条件 (両端閉管、両端開放) の設定が重要なことがわかる。二つの境界条件を用いたバースト強度の FEM 計算値の比較を表 1 に示す。実験の境界条件に対応した両端閉管の場合が実験値との一致が良好なこと、FEM 計算値の比率 (P_{ba}/P_{bo}) の平均値は 1.13 であり、若干の差はあるものの図 3 の結果とよく対応していることがわかる。この 1.13 の倍率は、式 (8) による 1.15 倍の軸力の影響に対応しているので、二軸バースト強度は同式により十分な精度で求められると言える。

次いで FEM による降伏開始圧力 P_i (○印)、全面降伏圧力 P_g (●印) とバースト強度 P_b (◎印) の解析例⁽⁷⁾ を図 4 に示す。これよりバーストは全面降伏圧力を若干越える圧力で生起すると言える。また横軸のパラメータ n が代表する応力 ひずみ関係 (加工硬化) の影響も大きいことがわかる。

3・2 バースト強度に及ぼす不整要因の影響

鋼管の諸特性の影響度解析を行う。数値例はバースト強度計算式の導出に用いた最薄肉の油井管であり、 $D/t = 30$, $\sigma_Y = 633$ MPa, $\mu = 0.1\%$, $\sigma_R = -225$ MPa で、

Table 1 Results of measured burst strength and the strengths calculated by FEM under boundary condition with closed end and open end

Grade	X-65			X-70			X-80
σ_Y MPa	527	548	505	614	635	563	599
D/t	17.5	32.0	40.0	17.5	32.0	40.0	32.0
Burst strength MPa							
Experiment	73.6	44.0	31.8	85.8	45.8	35.3	48.4
FEM boundary							
Closed P_{ba}	75.3	41.6	30.5	88.0	48.4	34.0	45.5
Open P_{bo}	67.1	36.7	26.8	78.7	42.7	29.9	40.2
P_{ba}/P_{bo}	1.12	1.13	1.14	1.12	1.13	1.14	1.13

Fig. 4 Influence of parameter n in Eq. (2) on burst strength P_b , general yield pressure P_g and yield onset pressure P_i by FEM

偏摩耗形状は $d/t=0.3$, $\theta=40^\circ$, $2r_w=100$ mm である。その FEM 計算値は $P_0=44.9$ MPa, $P_w=36.4$ MPa であり、3・2 節の要因シミュレーション例に対する摩耗なしと偏摩耗时における比較対象と呼ぶ。

(1) 偏摩耗形状(θ と r_w)の影響

前報⁽²⁾において圧潰強度は摩耗深さ d に大きく支配され、摩耗角度 θ と偏摩耗部径 r_w にはほとんど影響されないことを明らかにした。以下のシミュレーション結果より、いずれの要因も影響は小さいと言える。

①摩耗角度 θ : [比較対象: 36.4 MPa]

- $\theta=20^\circ$ のとき $P_w=36.7$ MPa
- $\theta=60^\circ$ のとき $P_w=36.3$ MPa

②偏摩耗部径 r_w : [比較対象: 36.4 MPa]

- $2r_w=62$ mm のとき $P_w=36.7$ MPa
- $2r_w=124$ mm のとき $P_w=36.2$ MPa

(2) 真円度と残留応力の影響

圧潰強度に対しては、この二つの要因は大きな影響をもつ D/t の領域(弾性圧潰と塑性圧潰の境界近傍)があるが、全面降伏圧潰域においてはその影響は小さいとされている⁽⁵⁾。摩耗なしの場合には、バーストは全面降伏圧力を越える圧力で生起するので、これらの影響は小さいものと想定される。以下のシミュレーション条件は油井管データ($N=261$)の最良値と最悪値に近い値⁽²⁾であり、その結果よりいずれの要因も影響は小さいと言える。

①真円度 u (摩耗なし) : [比較対象: 44.9 MPa]

- $u=0.001\%$ のとき $P_0=44.7$ MPa
- $u=0.4\%$ のとき $P_0=44.6$ MPa

②真円度 u (偏摩耗时) : [比較対象: 36.4 MPa]

- $u=0.001\%$ のとき $P_w=36.4$ MPa
- $u=0.4\%$ のとき $P_w=36.3$ MPa

③残留応力 σ_R (摩耗なし) : [比較対象: 44.9 MPa]

- $\sigma_R=0$ MPa のとき $P_0=44.7$ MPa
- $\sigma_R=-225$ MPa のとき $P_0=44.9$ MPa

④残留応力 σ_R (偏摩耗时) : [比較対象: 36.4 MPa]

- $\sigma_R=0$ MPa のとき $P_w=36.4$ MPa

Table 2 Results of measured burst strength P_{exp} and the strength P_{FEM} by FEM

D/t	Wear ratio d/t	Apical angle deg.	Axial Stress MPa	Burst strength MPa		
				P_{FEM}	P_{exp}	P_{FEM}/P_{exp}
17.1	0	0	324	101.6	91.2	1.11
19.1	0	0	364	97.3	90.2	1.08
17.8	0.25	27	286	79.5	77.0	1.03
18.3	0.28	28	275	69.5	71.6	0.97
18.2	0.45	34	196	53.2	51.8	1.03
18.3	0.45	33	222	52.9	57.9	0.91

1) Yield strength = 698MPa

• $\sigma_R=-225$ MPa のとき $P_w=36.4$ MPa

(3) 真円度と残留応力の影響に関する考察

摩耗なしの場合について定性的な考察を述べる。

①真円度: その影響が小さいのは、初期不整としてのだ円形状が内圧負荷により膨らみ真円にもどる変形方向になるためと考えられる。

②残留応力: 多くの実油井管の残留応力は管内面で圧縮である。外圧により生ずるのは圧縮応力であり、内面では残留応力と重畳するのでその周方向圧縮降伏開始は加速される。したがって圧潰においては残留応力はある程度の影響をもつ場合があるが、全面降伏圧力を越える圧力で圧潰が起きる領域ではその影響はほとんどないものとされている⁽⁵⁾。

一方、内圧により生ずるのは引張応力であり、内面では残留応力と符号が逆なのでその周方向引張降伏開始は遅延するが、外面では降伏開始は加速される。したがってバースト強度に対しては、残留応力の影響は圧潰強度における影響よりは小さいと言える。なお半径位置 r における周方向応力が降伏強度となる内圧 P は薄肉近似を行うと、 $P(r)=P_0(4r^2/D^2)$ で表される。残留応力 σ_R が径方向 $[r_i, r_o]$ に直線分布する場合には、その平均圧力 $\int P(r)dr/(r_o-r_i)$ は σ_R に依らないのでやはり残留応力の影響は小さいと考えられる。

4. 偏摩耗油井管のバースト強度の解析

4・1 バースト強度の解析結果と評価 偏摩耗油井管のバースト実験値 P_{exp} と FEM 計算値 P_{FEM} を表 2 に、その比較を図 2 (○印) に示す。なお表中の軸力値はバースト時の圧力を式 (3) に代入して求めた値である。

表 2 より、肉厚摩耗比の小 ($d/t < 0.3$) では、 P_{FEM}/P_{exp} の値は 1.0 近傍で比較的よい一致を示しているが、摩耗比の大では、0.91 と摩耗なしにおける推定下限 (0.92) 程度の場合もある。しかし図 2 に見るように、FEM 計算値は偏摩耗の有無によらず、実験値と $\pm 10\%$ の誤差率であり比較的よく一致していると言える。これより実験と解析を行った摩耗比 0.5 以下を適用範囲として、本 FEM は偏摩耗油井管のバースト強度の解析に適用できると評価した。

4・2 バースト強度の低下比に関する考察 低下比算出の基準とする摩耗なしでのバースト強度は表 2 に示す肉厚摩耗比 = 0 の実験値である。肉厚残存比とバースト強度低下比との関係を図 5 に示す。これよりバースト強度の低下比は肉厚残存比とほぼ直線相関に

あることがわかる。

定性的な考察を述べる。理想鋼管のバースト圧力の近似値は、式(4)の内面降伏開始圧力や式(6)の全面降伏圧力などである。これらの圧力が t/D に近似的に比例することから、偏摩耗时のバースト強度も残存肉厚 $t_{\min}$ に比例するものと考えられる。なお肉厚として、管の平均肉厚ではなく偏摩耗部の局所的な $t_{\min}$ が支配的であるのは、偏摩耗部における大きな応力集中のためと考えられる⁽²⁾。

5. バースト強度低下比の計算式

FEM シミュレーション結果を基に、バースト強度低下比 DR の計算式を導く。計算式は偏摩耗形状を考慮し、肉厚摩耗比と摩耗角度を変数とする曲線のあてはめ問題として非線形計画法を用いて定式化する。なお低下比は式(9)で表されるとした。すなわち3・2節の影響度解析結果より、真円度 u と残留応力 σ_R は低下比には影響しないと仮定した。

$$DR = P_w/P_0 \quad \dots\dots\dots (9)$$

5・1 FEM シミュレーション条件 偏摩耗形状の要因として、以下の組合せでFEM 計算を行った。なお摩耗角度は再確認も含めてパラメータとして扱った。

- ・肉厚摩耗比：0.1, 0.3, 0.5
- ・摩耗角度：20, 40, 60
- ・外径・肉厚比：10, 15, 20, 25, 30
- ・降伏強度：633 MPa
- ・偏摩耗部径：2 r_w = 124 mm
- ・不整要因： $u = 0.1\%$, $\sigma_R = -225$ MPa

5・2 非線形計画法⁽⁹⁾によるバースト強度低下比の計算式の導出 バースト強度の低下比 DR を求める前提、定式と推定法を以下に示す。

①前提：

(1) 摩耗なしの場合には、バースト強度は低下しない。

(2) (計算式での $DR_{\text{est}} < \text{FEM での } DR_{\text{FEM}}$)

②定式：前提(1)を満たす式(10)とする。なお WR は肉厚摩耗比である。

$$DR = (1 - WR) \cdot [1 - WR/(D/t) \cdot \{A_1 - A_2/(D/t) + A_3 WR\}] [1 - A_4(\theta/180)] \quad \dots\dots\dots (10)$$

③非線形計画法によるパラメータの推定：解くべき非線形計画問題は、式(11)を目的関数 F 、推定誤差である式(12)を制約条件 h_i とするあてはめ問題として定式化され、式(10)のパラメータ $A_1, \dots, A_4$ を独立変数として最適化することになる。

$$F = \sum (DR_{\text{FEM}} - DR_{\text{est}})^2 \rightarrow \text{Min.} \quad \dots\dots\dots (11)$$

$$h_i = (DR_{\text{FEM}} - DR_{\text{est}})_i > 0 \quad (i=1, \dots, N) \quad \dots\dots\dots (12)$$

非線形計画法により求められたあてはめ問題としてのパラメータ、および式(12)を考慮しないで推定誤差 (F) を最小とする回帰分析によるパラメータを表3に、推定精度 $[DR_{\text{FEM}}/DR_{\text{est}}]$ を表4に示す。またあてはめ問題のパラメータを用いたバースト強度の低下比の比較を図6に示す。なお図の縦軸は $DR = P_w/P_0$ であるので、 $(P_w/P_0)_{\text{est}}$ と表している。

Table 3 Coefficients of formula for decrease ratio of burst strength due to casing wear

Parameter	A_1	A_2	A_3	A_4
Nonlinear programming	0.0	14.64	1.377	0.0
Regression analysis	0.0	52.13	4.850	0.069

Table 4 Estimation accuracy of proposed formula for decrease ratio of burst strength due to casing wear

Accuracy	Nonlinear prog.		Regression ana.	
	Average	St Dev.*	Average	St Dev.*
$(DR_{\text{FEM}} - DR_{\text{est}}) / DR_{\text{FEM}}$	0.067	0.031	0.041	0.055
$(DR_{\text{FEM}} / DR_{\text{est}}) \%$	(8.5%)	(4.0%)	(4.5%)	(7.7%)

Remarks : St Dev. is standard deviation.

Fig. 5 Relation between residual ratio of wall thickness and decrease ratio of burst strength due to casing wear [Experiment]

Fig. 6 Comparison of decrease ratio of burst strength $(P_w/P_0)_{\text{FEM}}$ by FEM with the ratio $(P_w/P_0)_{\text{est}}$ estimated by proposed formula Eq. 10

表3より、摩耗角度の係数 A_4 は、あてはめ問題では零であり、回帰分析においては A_4 による低下率は60°の場合で2%程度であるので、統計的にもその影響は小さいことが確認された。また表4に示すあてはめ問題としての定式と回帰分析による定式とにおける、標準偏差の比較より推定精度はほぼ十分と言える。

図6より、計算式による低下比 (P_w/P_0) はFEMによる低下比より小さく、導出の前提を満たしていることがわかる。また図中の●印は肉厚摩耗比の外挿域における低下比であり、この値が対角直線 (誤差 = 0) の近傍にあることは、求められた計算式の安定性を示すものと言える。

5.3 バースト強度低下比の計算式の適用方法

式(10)の DR 値と式(9)とより、偏摩耗時のバースト強度を求めることができる。ここで P_0 として式(7)の P_{est} を用いれば、バースト強度に対する影響の大きい応力・ひずみの関係を考慮できるので実用的である。同式の推定精度を図7に示すが、その推定値は目標としたFEM計算値と極めて良好に一致していることがわかる。なお同式はパラメータ n が10~80の範囲でのFEM計算値を用いて定式化されているので、その適用範囲は $1.05 \leq \sigma_r/\sigma_p \leq 1.30$ である。

6. 結 言

内面肉厚が偏摩耗した油井管のバースト強度を不安定問題として解析し、実験値とFEM計算値との比較およびシミュレーション解析により次の結果を得た。

- (1) 本FEMはバースト強度の解析に、肉厚摩耗比が0.5以下ならば十分適用できる。
- (2) バースト強度の低下比は肉厚残存比とほぼ直線相関があり、バースト強度の低下に及ぼす摩耗角度の影響は小さいことがわかった。また偏摩耗の有無によらず、真円度と残留応力のバースト強度に及ぼす影響は小さいことがわかった。

Fig. 7 Comparison of burst strength P_{FEM} by FEM with the strength P_{est} estimated by Eq. (7)

(3) FEM解析結果を基に、バースト強度低下比の簡便な計算式を導出した。なお同式の適用範囲は肉厚摩耗比0.5以下である。

終わりに、本研究の基礎である有限要素解析法に関しご指導をいただいた、神戸大学工学部機械工学科の富田佳宏教授に深く感謝の意を表す。

文 献

- (1) Murphy, C. E., *Trans. ASME, J. Press. Vessel Technol.*, **2**(1977), 208-214.
- (2) 三牧敏太郎・丸山和士・井之脇隆一, 機論, **61** 584, A (1995), 835-841.
- (3) Tomita, Y. and Shindo, A., *Compt. Methods Appl. Mech. Eng.*, **35**(1982), 207-219.
- (4) 三牧敏太郎・高田信宏・富田佳宏, 塑性と加工, **35** 403(1994), 971-976.
- (5) 玉野敏隆・三村裕幸, 塑性と加工, **30** 344(1989), 1290-1295.
- (6) 三牧敏太郎・富田佳宏, 塑性と加工, **35** 405(1994), 1213-1218.
- (7) 三牧敏太郎・菱田博俊, 圧力技術, **32** 2(1994), 95-102.
- (8) Tokimasa, K. and Tanaka, K., *Trans. ASME, J. Press. Vessel Technol.*, **108**(1986), 158-164.
- (9) 最適化研究班編, SUMTによる構造の最適設計について, JSSC, **7** 66(1971), 47-69.