

$$De = \gamma_{av} \cdot D, \gamma_{av} = (\sum \gamma_i) / n, \gamma_i = S_A / S_B \quad \text{----- (3)}$$

ここで、 γ_i はボルト下方 y_{cm} の位置に於ける支圧有効係数で、FEM解析を基に得た図4の支圧応力 σ の分布から、供試体幅にわたる σ の積分値 S_A とボルト幅の範囲での積分値 S_B との比で与えられるとした。 γ_{av} は、 $2cm \leq y \leq 10cm$ に於ける γ_i の平均値である。これよりボルト横断方向の支圧応力分布 σ は、

$$\sigma_c = \delta / De = (\delta \cdot D) / (\gamma_{av} \cdot D) \quad \text{----- (4)}$$

で計算される。(注)土壌工学長「鋼ゲイ—鋼ゲイ研究委員会報告」

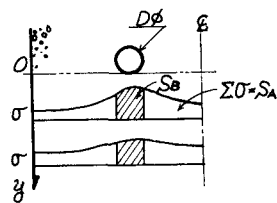


図4

(表2) 初期クラック発生荷重 $P_{0.2}$

	m	l(cm)	$P_{0.2}(t)$	クラックパターン
T-1	6.25	30	6.3	イ
T-2	6.25	60	6.9	イ□
TF-1	4.29	23	5.6	イ□
TF-2	6.00	23	7.5	□
TF-3	8.57	23	10.0	イ□
TF-4	4.29	23	6.3	イ
TF-5	6.00	44	7.5	イ□
TF-6	8.57	44	10.4	イ
TF-7	6.25	23	4.0	イ□

正面図



側面図



4. 結果と考察

図5に形状係数 m と α , γ_{av} の関係を示した。 α と γ_{av} はコンクリートの支圧有効域に参与するもので、 m の増加に伴いコンクリートの支圧としての効果も増すことが裏付けられる。図6, 7にボルトモーメント M_b の分布を、図8, 9にコンクリートの支圧応力 σ_c の分布を示した。

同一 m のもでは、ボルト長さは M_b , σ_c 分布に之程影響はなく、表2に示した初期クラック発生荷重 $P_{0.2}$ がボルト長さにより左右されないことと対応している。試験値と解析値を比較すると、本解析モデルは埋込みボルトの挙動をよく説明し、埋込みボルトを弾性支承上の梁にモデル化することの妥当性が確かめられた。

また、図10に、コンクリート耐力(初期クラック発生時)とボルト本体の耐力に着目した場合の臨界荷重を、 m との関係で示した。今回のケースでは、ボルト一本当りで考えた場合、ボルト径の11~12倍以上の供試体幅があると、競争耐力としてボルトの曲げ耐力が支配的になると思われる。(尚、図10でコンクリート耐力による $P_{0.2}$ は、 $P_{0.2}$ が作用した時に最大支圧応力がコンクリートの圧縮強度に一致するとして新たに γ_{av} を計算し、これを基に定めたものである。)

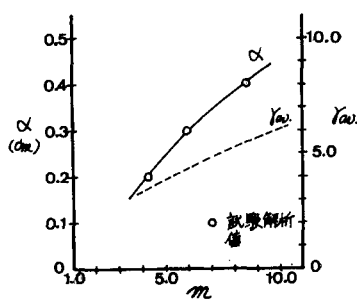


図5 $m \sim \alpha, \gamma_{av}$ (TF型1~6)

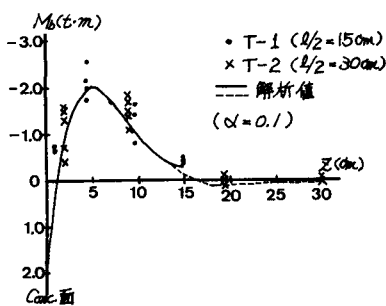


図6 M_b 分布(T型) $P=2t$

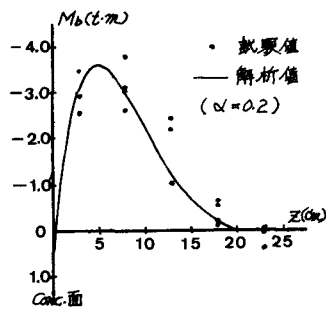


図7 M_b 分布(TF型1) $P=2t$

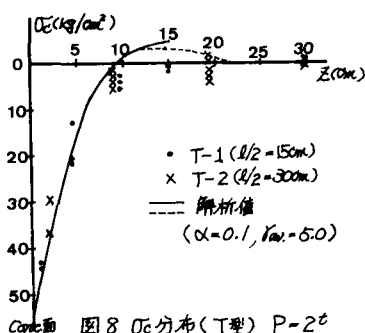


図8 σ_c 分布(T型) $P=2t$

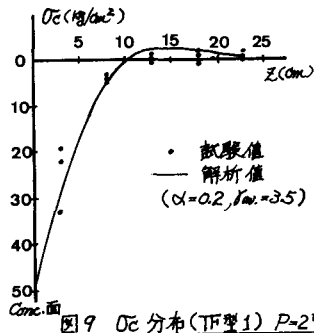


図9 σ_c 分布(TF型1) $P=2t$

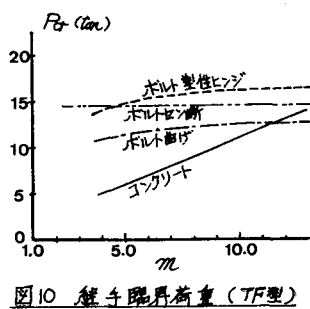


図10 競争臨界荷重(TF型)