地中送電線用管路マンホールの真壁の押抜きせん断耐力に関する一考察

東電設計株式会社　正会員　○茂木　寛之
東京電力株式会社　正会員　尾﨑　潤
東京電力株式会社　正会員　中島　陽
東電設計株式会社　正会員　阿南　健一

1．はじめに

東北地方太平洋沖地震により，送電支障に至る様な重大な地中送電設備被害は発生しなかったが，マンホールの真壁が押し抜かれる損傷が 1 件確認され，今後の大規模地震に対する耐震対策を行う上での課題となっている．本論文では，押抜きせん断破壊したと想定されるマンホールの真壁を対象に，真壁の押抜きせん断耐力を推定し，今後の真壁の設計合理化に資することを目的とする．

2．解析モデル

解析モデルは，せん断スパンや拘束条件の差異の比較を目的とし，竣工図および調査結果を基に作成した．地中送電線用マンホールの形状は矩形型であり，**図-1** に示す様に，真壁，頂版，底版および側壁から成る．地中送電用ケーブルを収容するための管路は真壁に接続されるが，地中送電用管路は一般に 4 条以上の多条数であるため，管路断面変化部など，専用の管枕が使用できない箇所においては管相互の拘束を行うために周囲にコンクリートを打設する（胴締めコンクリート）．真壁および胴締めコンクリートの寸法は**図-2** に示す通りである．

解析モデルは①固定スラブ型（**図-1**）と②フラットスラブ型（**図-3**）の 2 種類作成した．固定スラブ型は 1/2 モデルであり，X-Y 平面を対称面として，真壁，頂版，側壁，底版および胴締めコンクリートをモデル化した．フラットスラブ型は真壁と胴締めコンクリートのみをモデル化した．真壁の管路形状は八角形で表し，管路外径を直径とした円の面積と等価となるようにした．真壁については，実際の配筋状況に合わせて RC 要素(D16@300×300(662mm^2/m)，かぶり 50mm)，無筋要素を使い分けた．真壁奥行き方向の配力筋は 7 本しか入っていなかったことから，解析モデルでは考慮しなかった．頂版，側壁，底版には弾性要素を用い，弾性係数はコンクリートの弾性係数とした．載荷板となる胴締めコンクリートについても弾性要素を用い，弾性係数はコンクリートの弾性係数の 100 倍とした．材料物性値を**表-1** に示す．

3．解析ケース

本論文では**表-2** に示すように真壁の境界条件をパラメータにした．ケース 1 では**図-1** において赤丸で囲っている節点の XYZ 方向をすべて拘束した．ケース 2 および 3 は真壁の境界条件を 4 辺単純支承とし，ケース 2 は**図-3** の赤線上，ケース 3 は真壁最外周 4 辺上の全節点の Z 方向を拘束した．ここで，ケース 1 と 2 の結果を比較することで真壁の拘束条件の差異による影響を，ケース 2 と 3 の結果を比較することでせん断スパンの差異による影響を把握する．載荷方法は全ケースとも変位制御とし，

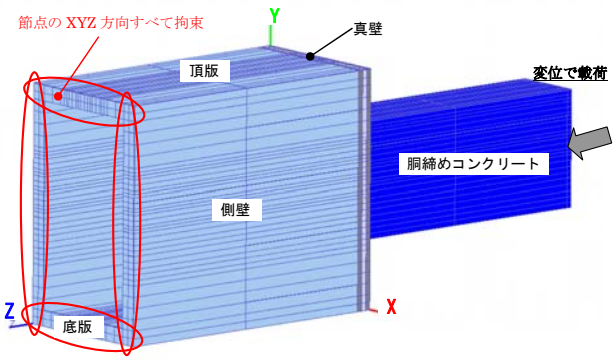

図-1　解析モデル全体（ケース 1）および載荷方法

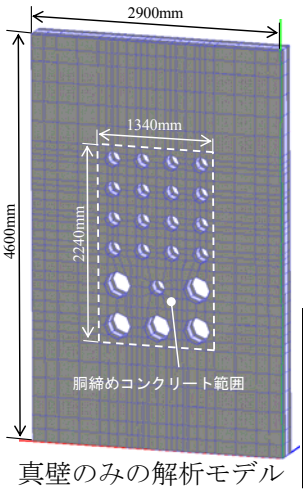

図-2　真壁のみの解析モデル

表-1　材料物性値

コンクリート	設計基準強度 fc' (N/mm^2)	24
	弾性係数 Ec (N/mm^2)	25000
鉄筋	降伏点強度 fy (N/mm^2)	295
	弾性係数 Ey (N/mm^2)	200000

表-2　解析ケース

	解析モデル	真壁の境界条件
ケース1	固定スラブ型	真壁4辺固定支承
ケース2	フラットスラブ型	真壁4辺単純支承(側壁厚分内周方向)
ケース3		真壁4辺単純支承(真壁外周方向)

キーワード　管路マンホール，真壁，押抜きせん断耐力，固定スラブ，フラットスラブ，3 次元非線形解析
連絡先（住所；〒110-0015 東京都台東区東上野 3-3-3・TEL；03-6372-5559・FAX；03-6372-5595）

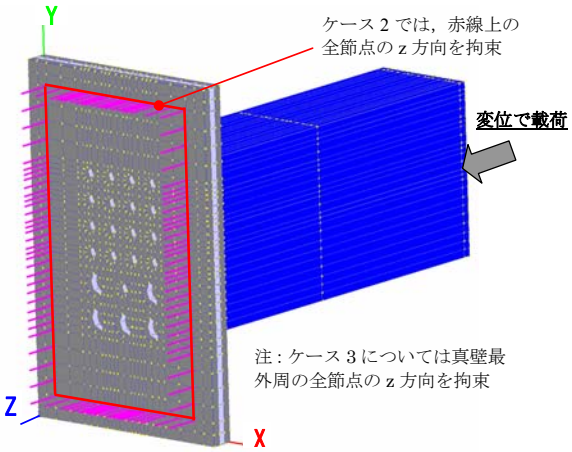

図-3　フラットスラブ型解析モデル（ケース2の例）及び載荷方法

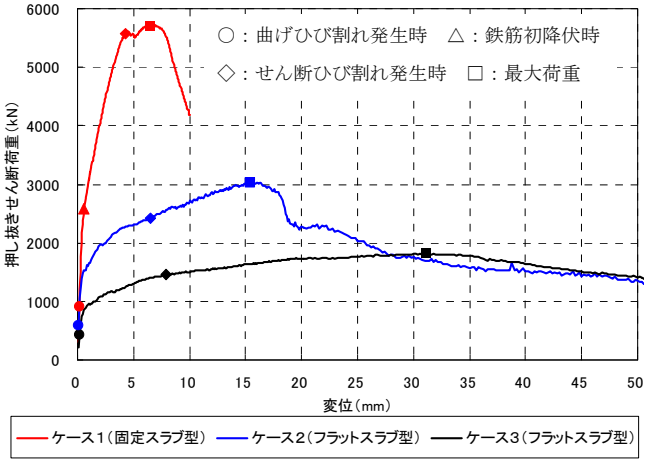

図-4　押抜きせん断荷重－変位関係の比較

表-3　解析結果の算定値に対する比

	解析結果(kN)（最大荷重）	示方書式算定値1984kNに対する比
ケース1	5723	2.88
ケース2	3033	1.53
ケース3	1829	0.92

表-4　せん断スパン比に関する係数 β_a の算定結果

		有効高さ d（mm）	せん断スパン a(mm)	せん断スパン比 a/d	β_a (=0.75+1.4/(a/d))	備考
ケース2	水平方向	250	480	1.92	1.48	a=2300mm(真壁内寸)/2-1340mm(胴締めコンクリート幅)/2=480mm
	鉛直方向		880	3.52	1.15	a=4000mm(真壁内寸)/2-2240mm(胴締めコンクリート幅)/2=880mm
ケース3	水平方向		780	3.12	1.20	a=2900mm(真壁内寸)/2-1340mm(胴締めコンクリート幅)/2=780mm
	鉛直方向		1180	4.72	1.05	a=4600mm(真壁内寸)/2-2240mm(胴締めコンクリート幅)/2=1180mm

胴締めコンクリートモデル端部中央1点（図-1, 3の矢印箇所）でZ軸正方向へ静的に載荷することとした．構造計算には，鉄筋コンクリートの3次元非線形解析を精度良く実施することのできる「COM3D[1)2)]」を用いた．

4．解析結果

押抜きせん断荷重－変位関係の比較を図-4に示す．押抜きせん断荷重は図-1, 3に示す拘束節点の全反力とし，変位は載荷点の変位とした．鉄筋初降伏時は，主引張ひずみが1475μ(=降伏点強度fy/鉄筋のヤング係数Es)に達した時とした．ケース2と3は，主鉄筋が曲げ降伏しないように降伏強度を100倍に上げた．ケース1は真壁と側壁・頂版・底版の連結部における鉄筋定着部で鉄筋が抜け出ししない状態を，一方，ケース2は連結部においてすべての鉄筋が抜け出した状態をモデル化したとみることができる．よって，真壁の実際の押抜きせん断耐力は，施工条件，環境条件を考慮して，ケース1の最大荷重5723kNとケース2の最大荷重3033kNの間にくると考えられる．

次に，解析結果のコンクリート標準示方書[3)]記載の押抜きせん断耐力式(以下，示方書式)を用い安全係数を考慮せずに算定した値1984kNに対する比を表-3に示す．ケース2，3の最大荷重は3033kN，1829kNで，安全係数を考慮しない算定値の1.53倍，0.92倍となっている．両者の差異はせん断スパンであり，現状の示方書式は，せん断スパンによる耐力向上効果の影響が小さい安全側の式であると言える．参考として，梁で用いるせん断スパン比に関する係数 βa[4)]の算定結果を表-4に示す．ケース2の βa は1.15～1.48となっており，せん断スパン比の影響を考慮できれば，真壁4辺単純支承の押抜きせん断耐力を精度良く算定できると考える．一方，ケース1の最大荷重はケース2の1.89倍となっている．これは，真壁4辺固定支承による面内圧縮力の発生およびせん断スパン比の変化の影響によるものと考えられ，今後，これらの影響を考慮できれば真壁4辺固定支承の押抜きせん断耐力を精度良く算定できると考える．

5．まとめ

実際の真壁の押抜きせん断耐力は示方書算定値より大きく，1.53～2.88倍の間にあると考えられる．また，せん断スパン比に関する割増係数，4辺固定支承条件による割増係数等を精度良く評価し，示方書式による算定値に掛け合わせることで，固定スラブ型の真壁4辺固定支承の押抜きせん断耐力は十分評価可能であると考える．なお，本論文ではせん断破壊を前提に検討を実施したが，今後は曲げ破壊についても考慮に入れた検討を実施する必要があると考えられる．

参考文献

1) 岡村　甫，前川宏一：鉄筋コンクリートの非線形解析と構成則，技報堂出版，1991
2) Xuehui AN：COM3Dver9.11　三次元鉄筋コンクリート非線形解析 マニュアル，DuCOMs，2011
3) 2007年制定 コンクリート標準示方書 設計編，土木学会
4) 原子力発電所屋外重要土木構造物の耐震性能照査指針・マニュアル，土木学会，2005年6月