

ゴム支承を用いた鋼箱桁支点部の補強設計

Design for Strengthening Supports in Steel Box Girders Using Rubber Bearings

永谷 秀樹* 井上 雅夫**
Hideki NAGATANI Masao INOUE

Summary

The elastic support area of the rubber bearing places the distribution of its bearing stress under the influence of the stiffener, and the rigidity of the bearing above the supporting point. The obscurity, moreover, of the rotation-resisting characteristics of the rubber bearing necessitates study of arrangement for bolt setting, the form of the sole plate and the structure of the stiffener. This paper, therefore, focuses on the supporting structure of the steel box girder, the bearing stress distribution, and the stress of the stiffener in the rubber bearing, through three-dimensional FEM analysis, and proposes a simplified design method that employs plane lattice analysis.

キーワード：ゴム支承，支点上補強，支圧応力，FEM

1. まえがき

名古屋高速道路（名濃道路L=8.2km）においては、平成8年12月に改訂された道路橋示方書V耐震設計編の基本方針に基づき免震支承（ゴム支承）を用いた弾性固定方式により地震力を分散させる構造系を採用している。しかし、ゴム支承は、主にゴムの支圧強度に依存するため、鋼製支承に比較して形状寸法や剛性が大きく異なる。したがって、ゴム支承を用いた支点部の設計を行うに当たり、鋼製支承を対象とした従来のものを踏襲するには問題があると考えられる。

名濃道路では、従来の鋼製支承支点部の設計法を基に、ゴム支承の平面寸法が大きな弾性支持支点としての特性を考慮した支点部の補強設計を行っている。

具体的な支点部補強設計においては、設計の簡便さと境界条件の解りやすい平面格子解析により、ゴム支承の支圧応力分布が均等となるよう補剛部材の断面決定を行っている。次にこの簡易設計法の妥当性の検証を行うため3次元FEM解析による照査を実施している。ただし、この際のゴム支承は弾性バネ支点としてモデル化を行っているが、ゴム支承自身のバネ特性に対して明確な定義がなされていない部分については補強構造に対し安全側と考えられる仮定に基づいたものとなっている。また、FEM解析においては従来の鋼製支承で多用していた構造を踏襲したものと今回の補強設計を行ったものとの比

較を行い、その補強効果について検証を行っている。

本報告は、名濃道路小牧（その1）（その11）工区の3径間連続非合成箱断面プレートガーダー（1BOX1脊）において実施した支点部の補強設計に関するものである。

2. 支点部補強設計方針

名濃道路における支点補強設計方針は、「上部構造とゴム支承との取付部は、荷重集中点として作用する支点反力を支承に円滑に伝達可能な構造とする」としている。

そこで、以下に示すゴム支承を用いた場合の特性・問題点を考慮して補強設計を実行する。

- ① 従来の鋼製支承では、支承そのものの剛性が高いため剛体と見なし支点上補剛材の設計、支圧応力度の照査、溶接設計を行っているが、ゴム支承は弾性体である。
- ② 従来ゴム支承は、その使用が主にコンクリート製の上・下部構造である場合が多く、支圧応力度の分布は一様、支承の移動は並進移動・剛体回転するといった仮定のもとに設計されている。
- ③ 鋼製上部構造においては支点上補剛材等による支承上面の剛度の不均一によるゴム支承の支圧応力分布の不均等が生じ、同時に各部材の発生応力分布が不明確で複雑となる。

* 千葉工場設計部設計一課

** 千葉工場設計部設計一課長

④ ゴム支承の鉛直バネ及び回転抵抗特性が不明確である。

補強設計を行うにあたり、第一に平面格子解析により、ゴム支承の支圧応力分布が均等になるよう各補剛部材の断面の決定を行う。さらに、この設計の妥当性の検証を行うためにFEM解析を実施する。

3. 設計対象及び条件

設計対象は、**図-1**に示す標準断面を有する3径間連続非合成箱断面プレートガーダーとし、スパン構成は**表-1**に示すとおりである。また、各支座位の補強構造を**図-2**に示す。

また、本報告ではP56端支点、P86中間支点を代表例として取り上げる。**表-2**に各支座位に用いられているゴム支承の特性値を示す。

表-1 設計対象スパン構成

	小牧(その1)	小牧(その11)
支点番号	P56-P57-P58-P59	P84+P85+P86+P87
スパン構成 (m)	63.7+77.0+45.4	57.6+58.4+57.6

表-2 ゴム支承の特性値

	記号	単位	P56端支点	P86中間支点
			LRB	LRB
設計反力	R	tf	363.4	864.4
設計回転角	θ	rad	1/150	1/294(1/300)
設計寸法	a×b	mm	700×900	1200×1200
ゴム厚さ	$t_g \times n$	tf	18mm×8層	28mm×5層
せん断弾性係数	G	kgf/cm ²	10	12
鉛径×本数	$D_p \times N_p$	—	85mm×4本	170mm×4本
形状係数	S	—	10.54	10.04
せん断バネ定数	K_s	tf/m	421.7	1156.5
圧縮バネ定数	K_v	tf/m	309749	770332
分布バネ値	kv	(tf/m)/m ²	491665	534952
回転バネ定数	$K_{\alpha eq}$	tf·m/rad	12628	92439
回転抵抗モーメント	$M_{\alpha e}$	tf·m	84.9(解析)	308.1(解析)
			25.8(理論)	118.5(理論)

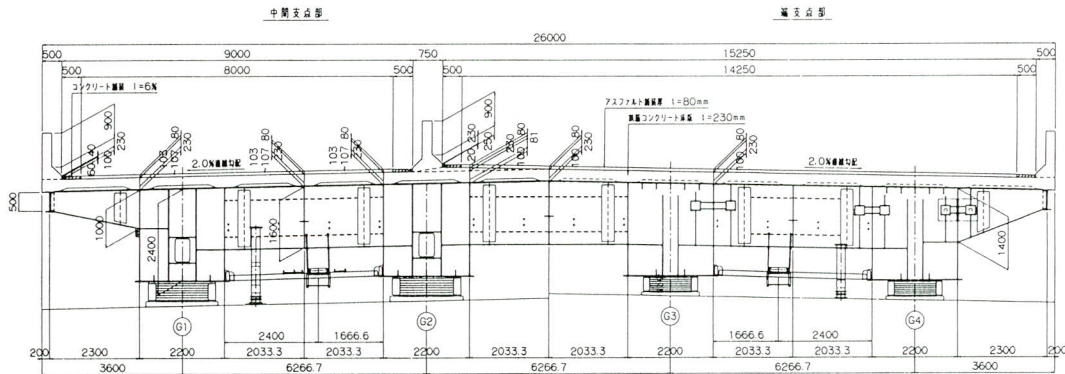


図-1 標準断面

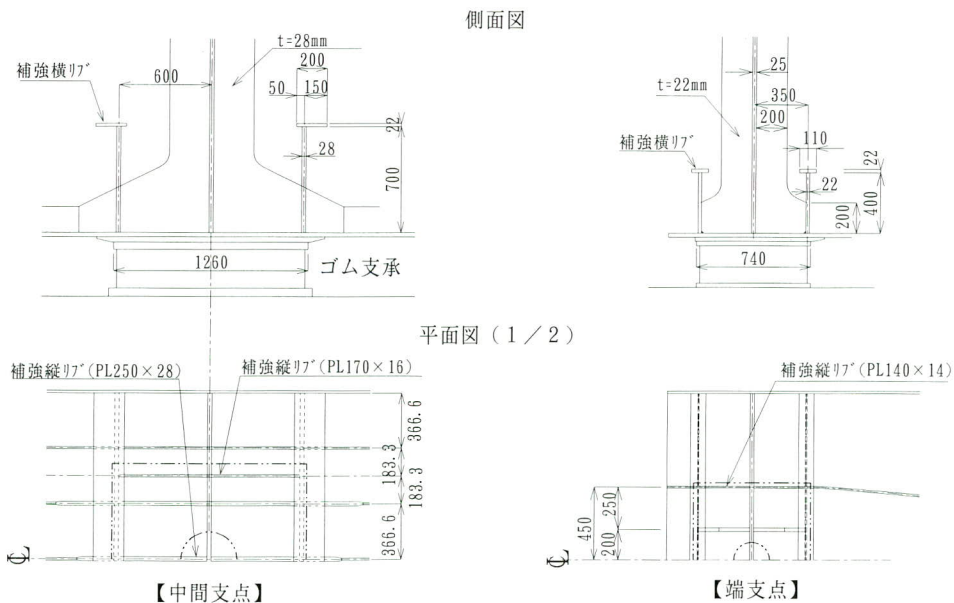


図-2 支座位補強構造図

4. ゴム支承のモデル化

(1) 鉛直バネ特性の評価

今回、ゴム支承のモデル化においてゴムのバネ値は圧縮・引張に対して同一の値であり、線形特性（一定値）であるものと仮定する。また、このバネ値は平面的にも一様分布するものと仮定し、単位面積当たりのバネ値 k_v は、(ゴム支承の圧縮バネ定数 K_v) / (支承面積) としている。

(2) 回転拘束特性の評価

ゴム支承の回転拘束により発生する回転抵抗モーメント $M\alpha_e$ の評価方法としては、以下に示す 1) 理論式による評価法、2) 鉛直バネ剛性 K_v による評価法の 2 種類が考えられる。

1) 理論式による評価法

C. Rejcha により導かれた回転抵抗モーメント $M\alpha_e$ (kgf・cm) の評価に対する理論式を以下に示す。また、DIN4141 においてもほぼ同様の評価式を用いており、C. Rejcha の評価式に安全率を見込んだ値となる。

$$M\alpha_e = C_M \times G \times \alpha_e \times (a^5 \times b) / t_e^3$$

よって、回転バネ定数は次式のように表せられる。

$$K\alpha = C_M \times G \times a^5 \times b / t_e^3$$

ここで、 C_M : b/a より定まる定数 (図-3 参照)

G : せん断弾性係数 (kgf/cm²)

α_e : 一層当たりの回転角 (rad)

a : 支承の橋軸方向寸法 (cm)

b : 支承の橋軸直角方向寸法 (cm)

t_e : ゴム一層当たりの厚さ (cm)

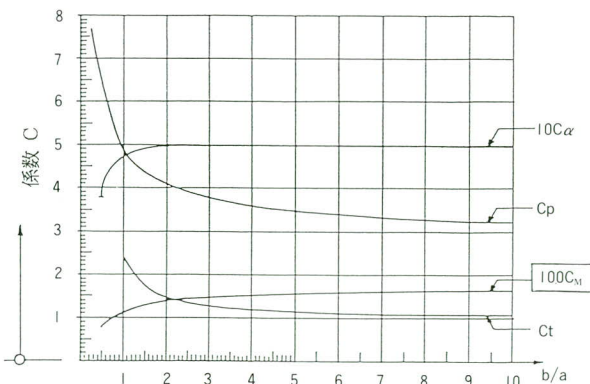


図-3 係数 C_M

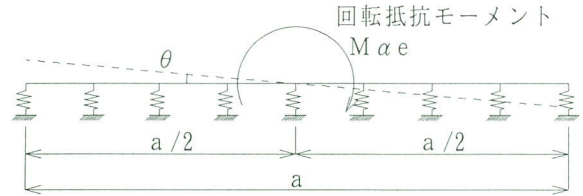


図-4 弾性支持モデル

2) 鉛直バネ剛性 K_v による評価方法

ゴム支承の鉛直バネ剛性 K_v を図-4 に示す等分布バネとして考慮し、支承上面が剛体変形するものと仮定して回転抵抗モーメントの算出を行う。また、これより換算回転バネ定数を算出する。

ここで、換算回転バネ定数 $K\alpha_{eq}$ は次式のように、単位面積当たりのバネ値 k_v により表わされる。

$$K\alpha_{eq} = k_v \cdot I$$

$$\text{ここで、} I : b \times a^3 / 12$$

以上より、1), 2) の両評価法により算出された回転抵抗モーメントを表-2 に示す。理論値に対して鉛直バネによる解析値は 3 倍以上の大きな値となっているが、実際のゴム支承の回転抵抗が不明確であるため今回の設計においては補強構造に対し安全側の評価方法である鉛直バネによる解析値を用いる。

5. 平面格子解析による補強設計

(1) 解析方法

1) 解析概要

構造解析は橋軸方向部材 (補強縦リブ、支点上補剛材) と橋直方向部材 (補強横リブ、支点上ダイヤフラム) を梁部材として仮定した格子解析により行う。

また、ソールプレートは下フランジと一体であると考え、上沓・支承上面プレートは別途梁部材に置換し上記部材との重ね梁としてその剛性を考慮する (図-5 参照)。

なお、ゴム支承は、4. で示した単位面積当たりの分布バネ値に対し支点となる各格点の分担面積を乗じた値をバネ値として持つバネ支点としてモデル化を行う。

(2) 解析モデル

解析は、以下に示す 2 種類の解析モデルに対して個別に行い、最終的に重ね合わせを行う。

1) 全反力に対する解析モデル

支圧分布の均等化及び各部材の鉛直反力により発生

する応力照査を主目的として、当モデルによる解析を行う。支点条件は前述のバネ支点とする。ここで、反力は腹板より支点に伝達されると考え、腹板に集中荷重として載荷を行う（図-5参照）。

2) 回転モーメントに対する解析モデル

ゴム支承の回転抵抗モーメントに対する各部材の発生応力の照査を行うため、本モデルによる解析を行う。ここで、回転モーメントは各部材により腹板に伝達される。したがって、荷重を下記のように各部材に載荷し、腹板をモデル化した剛な梁部材上に支点を設ける。この際、支点位置は、構造の対称性を考慮して支点位置に対して対称に設置する。

ゴム支承の設計においては桁の回転変位の吸収性について照査を行い、桁とゴム支承の間の肌すきは無いとの照査結果が得られている。よって、支承の回転モーメントを以下のように分布荷重として上部工へ載荷する（図-5参照）。また、回転モーメントの分布荷重 P_1 、 P_2 (kgf/cm) への変換は次式により行う。

$$P_1 = M / \{2D \times (L_1 + (L_2)^2 / L_1)\}$$

$$P_2 = P_1 \times L_2 / L_1$$

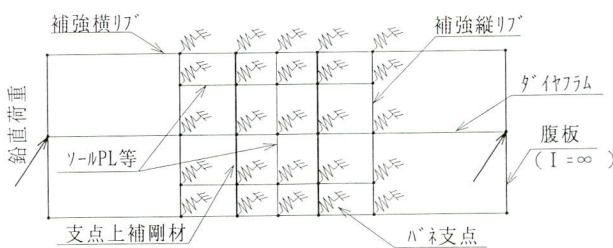
ここで、D：分布荷重載荷幅 (cm)

L_1 ： P_1 荷重作用位置 (cm)

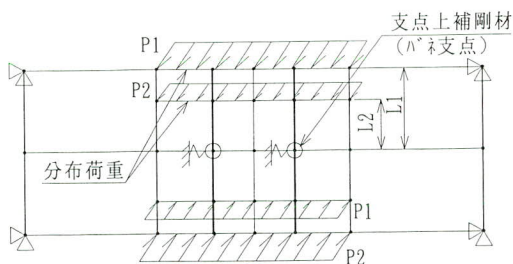
L_2 ： P_2 荷重作用位置 (cm)

M：回転モーメント (4.2より算出する)

また、支点上補剛材の回転モーメントに対する抵抗力の評価は、ダイヤフラムと支点上補剛材との交点の



1) 鉛直荷重に対する解析モデル



2) 回転モーメントに対する解析モデル

図-5 格子解析モデル (面外解析)

格点において、以下に示すような回転バネ支点モデルにより行う。この回転バネ値 $K\theta$ は以下に示すように、支点上補剛材を上下フランジにおいて支持された単純梁として次式により算定を行う。また、梁としての剛度は支点上補剛材の柱断面より算出する。

$$\theta = ML^2 \times (2/L - 6x/L^2 + 3x^2/L^3) / (6EI)$$

よって、 $K\theta = 3EI/L$

ここで、L：支点上補剛材高さ (cm) I：支点上補剛材柱としての断面2次モーメント (cm⁴)

6. FEM解析による検証

(1) 解析概要

平面格子解析に基づいて設計された補強構造に対してシェル要素を用いた3次元FEM解析を行い、より現実に近い鋼上部工及びゴム支承の境界条件及び載荷状態におけるゴム支承の支圧応力分布状態、支点上補剛材を含む各補強部材の応力状態を明確にすることにより補強設計の妥当性を検証する。ここで、FEM解析による照査フローを図-6に示す。

(2) 解析モデル

1) 解析モデル概要

解析対象支点に対し、3次元シェル要素を用いて離散

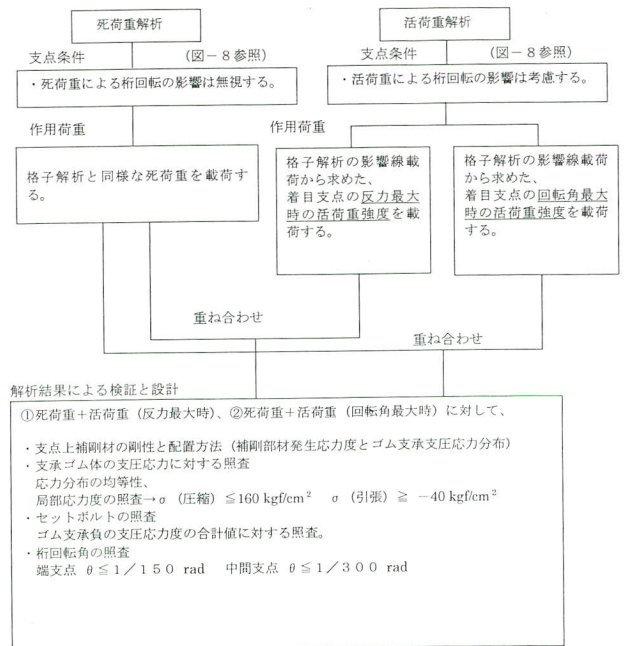


図-6 FEM解析による照査フロー

化を行う。橋軸（X軸）回りの回転量は1/600（rad）以下と非常に小さいためその影響は小さいと考え、以下のようにモデル化を行う。

本橋梁は1BOX-1沓であり、桁中心における対称性を考慮して図-7に示すように1/2モデルにより解析を行う。また、着目支点部のみシェル要素とし、その他は骨組要素とする。骨組要素は箱桁中心に配置し、剛度は実剛度の1/2とする。

ズームアップする着目支点のシェル要素部の範囲は支点から片側の長さを桁高の2倍程度とする。

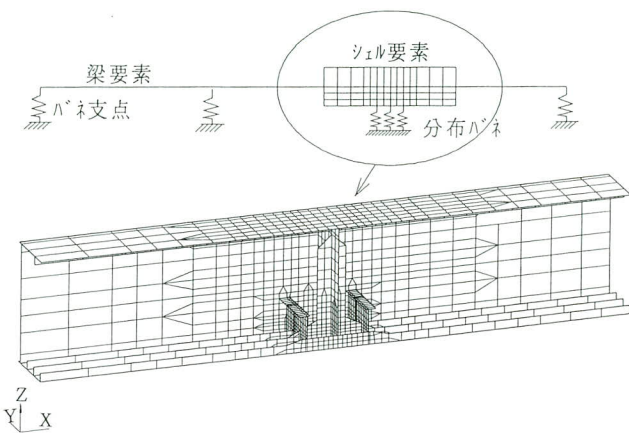


図-7 FEM解析モデル図

2) 支承上面換算板厚の算出

シェル要素支点部の下フランジ、ソールプレート、上沓及び支承の上鋼板が重なる部分の板厚は、板の曲げ剛性、面内剛性が等価となるように換算板厚 t_a を用いる。

また、表-3に各支点における支承上面プレートの板厚構成を示す。

$$\text{板厚 1 (曲げ剛性)} \quad t_i = \sqrt[3]{(t_1 + t_2)^3 + t_3^3 + t_4^3}$$

$$\text{板厚 2 (面内剛性)} \quad t_a = t_1 + t_2$$

t_1 : 下フランジ板厚 t_2 : ソールプレート板厚

t_3 : 上沓板厚 t_4 : 支承の上鋼板の板厚

3) 支点条件

ゴム支承は4.に示したように等分布バネとしてモデル化を行う。よって、支点はゴム支承上面に配置した各節点においてその分担面積を乗じたバネ支点とする。ま

表-3 支承上面板厚構成

		P56	P86
下フランジ板厚	t1(mm)	10	27
ソールプレート板厚	t2(mm)	28	28
上沓板厚	t3(mm)	40	50
支承の上鋼板の板厚	t4(mm)	40	50

た、鋼桁のキャンバーの影響を考慮して以下のように支点条件を与える。

(a) 死荷重載荷時

死荷重載荷状態では、キャンバーにより桁の回転の影響はキャンセルされるため、図-8に示すように鉛直バネ要素下端を剛体平板（骨組）で固定し、剛体平板は橋直角軸（Y軸）回りの回転をフリーとする。

(b) 活荷重載荷時

活荷重載荷状態では、ゴム支承が回転変形を拘束すると考えられるため、図-8に示すように鉛直バネ要素の下端の剛体平面を6自由度拘束する。

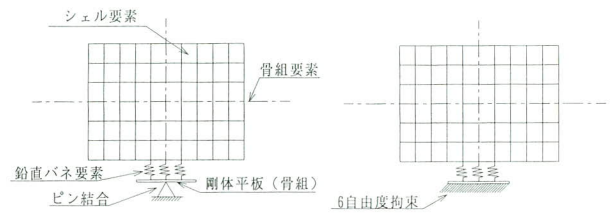


図-8 支点条件

4) 荷重方法

(a) 荷重ケース

解析は、以下の3つの基本荷重状態について行う。

①死荷重、②活荷重1（反力最大時）、

③活荷重2（回転変位最大時）

また、組合せケースとして

1) 死+活（反力最大）に対して①+②、

2) 死+活（回転変位最大）に対して①+③の重ね合わせを行う。

(b) 荷重荷重

活荷重の荷重を行う際、本橋梁は4主桁であるため、本解析モデルのようにG2桁のみに着目し、1本桁として解析を行う場合には、着目桁に対する分担荷重を算定し荷重する必要がある。

詳細な検討結果については省略するが、各主桁の荷重分配の検討を行い、主桁断面設計時の立体骨組格子解析結果と比較して、反力最大着目時は1/0法による分担荷重を載荷した場合に誤差は反力に対し最大で5%、回転変位着目時では格子理論による分担荷重載荷が回転変位に対し誤差2%と良好な解析結果が得られた。

したがって、荷重荷重は以下の通りとする。

① 反力最大着目時は1/0法による分担荷重

② 回転変位着目時は格子理論による分担荷重

また、この時の橋軸方向の荷重は着目支点の反力・回転変位の影響線より最大となる範囲とした。この時のP1荷重及び衝撃荷重の取り扱いは以下に示す通りである。

- ① 反力最大着目時は、P1=1.2tf/m、衝撃は考慮。
- ② 回転変位着目時は、P1=1.0tf/m、衝撃は考慮しない。

死荷重に対しては、G 2 主桁の死荷重反力の合計を等分布荷重として載荷する。

(c) 荷重載荷位置

解析モデルにおける荷重載荷位置は、シェル要素により離散化されたモデル部では上フランジの主桁腹板上とする。

(3) FEM解析による照査結果考察

1) 解析結果の評価

FEM解析結果と立体骨組解析結果の支点反力及び回転変位を比較することによって、FEM解析結果の信頼性の評価を行う。両解析結果の比較を表-4に示す。

両者の結果の誤差は、全反力に対して最大4%と非常に良好な値となっている。また、回転変位に対しては、端支点では5%と良好結果が得られているが、中間支点では29%と多少大きい値となっている。ただし、これはFEM解析結果をダイヤフラムの上下端の平均により評価を行っているため支点部の剛な中間支点において、回転変形は小さく評価されるためであり、さらに、中間支点のゴム支承の回転拘束が非常に大きいことによるものである。これらを考慮し解析結果は構造物を評価するのに十分妥当なものであると考えられる。

2) ゴム支承の照査

(a) 支圧応力度

① 支圧応力度の分布

支圧応力分布（バネ支点の反力分布）の中間支点に対する解析結果を図-9に示す。死荷重載荷時は、剛度の

高いダイヤフラムや補強横リブに若干支圧応力が集中する傾向が見られるが、全般的にほぼ均等に分布しているといえる。活荷重載荷時は、橋軸方向には支承から作用している曲げモーメントに対してバランス良くほぼ直線的な分布を示している。また、以上と同様の結果が端支点においても得られている。

② 局部支圧応力度の照査

局部支圧応力の最大値は解析結果より表-5のようになる。局部許容支圧応力を160kgf/cm²とすると、十分安全であると判断される。また同表より、ゴム支承に発生する引張応力度についても局部許容引張応力度を40kgf/cm²とすると十分安全であると判断される。

(b) セットボルトの照査

セットボルトは、地震時上揚力0.3RdとFEM解析結果による負の支圧応力度の合計値との最大値を用いて設計を行う。表-6に示す結果より、セットボルトは地震時上揚力により設計を行えばよいことが解る。

3) 補強部材の応力照査

本解析による各部材のVon Misesの相当応力の最大値を表-7に示す。また、5. に示す各補強部材の骨組要素による設計結果との比較を表-7にて行う。ここで、使用材質はSM490YAで降伏応力度 $\sigma_y=3600\text{kgf/cm}^2$ 、許容応力 $\sigma_a=2100\text{kgf/cm}^2$ である。

ここで、Von Misesの相当応力は次式で表せられる。

$$f = \sqrt{\frac{1}{2} \left[(\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + (\sigma_x - \sigma_y)^2 + 6(\tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2 + \tau_{xy}^2) \right]}^{\frac{1}{2}}$$

ここで、骨組解析結果においては、 $\sigma_y = \sigma_z = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$ とした次式より相当応力の算出を行う。

$$f = \sqrt{\frac{1}{2} \left[2\sigma_x^2 + 6\tau_{xy}^2 \right]}^{\frac{1}{2}}$$

この結果より、各補強部材は許容応力度内の値となっている。また、中間支点部の主桁フランジ及び腹板において許容応力を若干超える値がでていますが、降伏応力に対してその値は十分余裕のある値となっているため、安全であると考えられる。なお、図-10に中間支点に対するFEM解析によるVon Misesの相当応力に対するカラーコンター図を示す。

また、表-7においてFEM解析と骨組解析の結果を比較すると、ほぼ等しいかFEM解析が小さい傾向にあり、ほぼ妥当な評価が得られるものと考えられる。

ここで、中間支点では表-7の値にはスカーラップの断面欠損は考慮されていない。したがって、補強横リブにおいてはその影響が大きいと考えられるため、骨組解

表-4 FEM解析結果の評価

着目 支点	着目ケース	FEM 入力						FEM 出力	
		立体解析	1-0法	格子理論	①/②	①/③	FEM解析	①/④	
		①	②	③			④		
支点 反力 最大 時	P56	死荷重反力	223.23	220.70	220.70	1.01	1.01	223.82	1.00
		活荷重反力	140.21	159.41	111.10	0.88	1.26	156.64	0.90
	全反力	363.44	380.11	331.80	0.96	1.10	380.46	0.96	
	回転変位	—	0.006615	0.004611	—	—	0.006506	—	
P86	死荷重反力	609.80	598.50	598.50	1.02	1.02	599.85	1.02	
	活荷重反力	255.10	228.37	169.54	1.12	1.50	228.08	1.12	
	全反力	864.90	826.87	768.04	1.05	1.13	827.93	1.04	
	回転変位	—	—	—	—	—	—	—	
回転 角 最大 時	P56	死荷重反力	223.24	220.70	220.70	1.01	1.01	223.82	1.00
		活荷重反力	—	101.32	70.62	—	—	69.94	—
	全反力	—	322.02	291.32	—	—	293.77	—	
	回転変位	0.004770	0.006965	0.004845	0.68	0.98	0.00476	1.00	
P86	死荷重反力	609.80	598.50	598.50	1.02	1.02	599.85	1.02	
	活荷重反力	—	101.67	75.48	—	—	75.16	—	
	全反力	—	700.17	673.98	—	—	675.01	—	
	回転変位	0.003165	0.004367	0.003242	0.72	0.98	0.002455	1.29	

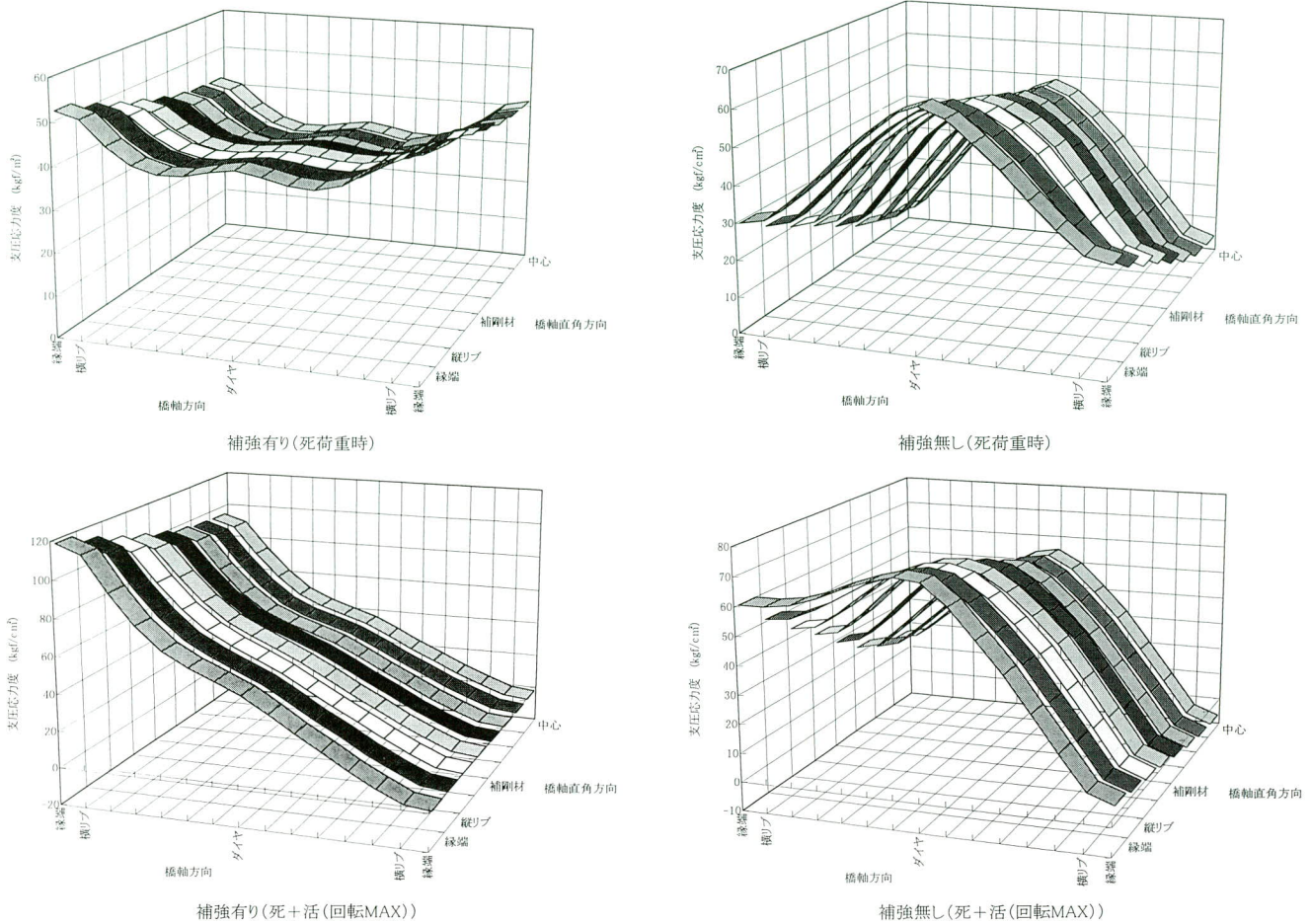


図-9 支圧応力分布

表-5 支圧応力度

		端支点(P56)		中間支点(P86)	
		支圧応力 (kgf/cm ²)	比率	支圧応力 (kgf/cm ²)	比率
死荷重	平均	35.5	1.00	41.7	1.00
	最大	36.5	1.03	52.2	1.25
	最小	28.6	0.81	30.9	0.74
死+活 (反力最大時)	平均	60.4	1.00	57.5	1.00
	最大	125.4	2.08	90.1	1.57
	最小	-11.4	-0.19	37.0	0.64
死+活 (回転最大時)	平均	46.6	1.00	46.9	1.00
	最大	93.0	2.00	118.0	2.52
	最小	-5.8	-0.12	-0.8	-0.02

表-6 セットボルト設計力

地震時		単位	端支点(P56)	中間支点(P86)
死荷重	死荷重	(tf)	224.8	609.8
	抵抗本数	(本)	12	12
	上陽力	0.3Rd (tf)	67.4	182.9
	設計上陽力	(tf/本)	5.6	15.2
死+活 (回転最大)	負支圧力	(tf)	3.66	0.11
	抵抗本数	(本)	4	4
	設計上陽力	(tf/本)	0.92	0.03

析においてこの欠損を考慮した照査結果を行い、補強が許容応力度内の値となることの確認をしている。

表-7 最大応力度及び応力の比較

照査部材	FEM解析		骨組解析		FEM解析		骨組解析	
	死+活				死+活			
	反力Max	回転Max			反力Max	回転Max		
補強横リブ(上フランジ)	1860	1392	1864	1334	1738	1900		
" (腹板)	1473	1106	1694	1237	1388	1215		
補強縦リブ(桁中央)	—	—	—	1000	950	1449		
補強縦リブ(追加)	1269	962	1151	1160	1038	1566		
支点上補剛材	2087	1583	1149	1030	1119	1056		
主桁フランジ	—	—	—	2595	2521	—		
主桁腹板	—	—	—	2339	2299	—		
支点上ダイヤフラム	1200	918	—	976	872	—		

7. 補強効果に関する検討

(1) 概要

従来の鋼製支承に用いた支点部構造に対し、補強横リブ、縦リブにより補強を行った場合について次に示す項目について比較検討を行い、その補強効果について考察を行う。検討項目は、1) ゴム支承の支圧応力度、2) セットボルト設計力、3) 支点上の各部材の発生応力である。

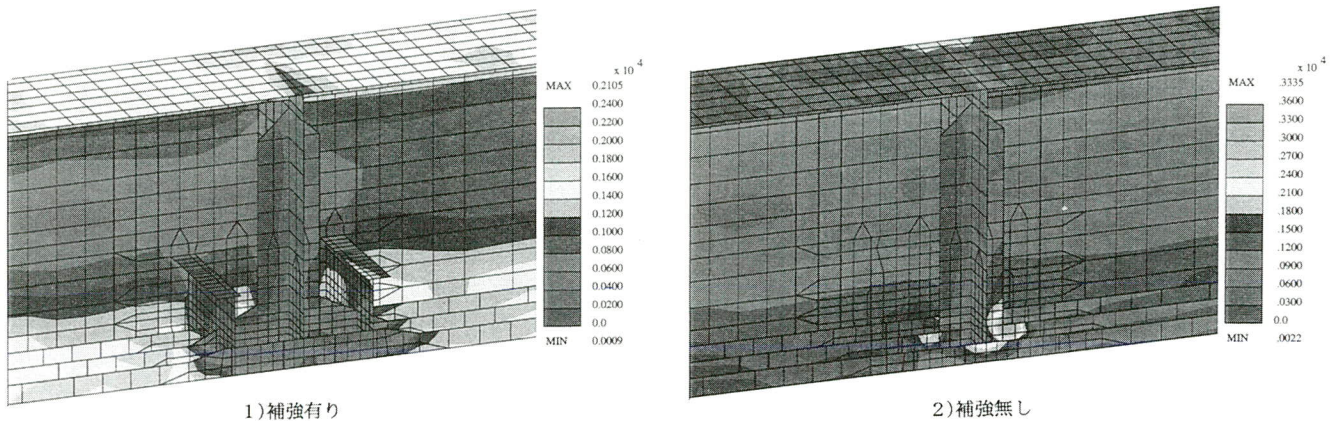


図-10 応力コンター図

(2) ゴム支承支圧応力及びセットボルト設計力

補強を行わない従来の支点部に対して、1)死荷重、2)死+活(反力Max)と(回転Max)の内支圧応力が最大となるケースにおける支圧応力度を図-9に示す。

ここで、ゴム支承の回転抵抗の影響が無い死荷重載荷時の応力分布が、最も支圧応力分布に対する各補強部材の剛度の影響が顕著になると考えられる。よって、このケースに着目し最大支圧応力度 σ_{max} と最小支圧応力度 σ_{min} の比較を表-8に示す。ここで、補強しない通常の支点部の場合には剛度の高い支点上ダイヤフラム直下の支圧応力が非常に大きくなり、 σ_{max} は σ_{min} に対し端支点において2.6倍、中間支点においては13倍もの値となっている。したがって、補強を行わない従来構造では、剛度の高い支点上補剛材及びダイヤフラムに非常に偏った支圧応力が発生する。これに対し、補強を行った場合その比率は端支点で1.3倍、中間支点で1.7倍程度まで抑えることができ、ほぼ均等に支圧応力が分布している。

また、支圧応力分布図より活荷重反力による支圧応力分布をみると、補強を行った場合には橋軸方向にほぼ線形に分布しておりゴム支承設計時の仮定と一致している。これに対し、補強を行わない場合は、死荷重時と同様に剛度の高い支点上ダイヤフラム直下の支圧応力度が卓越しており、設計時の仮定と一致していない。

ゴム支承の引張応力は表-8に示すように、補強をしない場合に比べ補強を行った場合の方が活荷重のみの場合に対し大きめの値を示している。これは、ソールプレート上面の剛性が低い場合には、ゴム支承の回転拘束により上面のプレートの回転変形が小さくなることによるものと考えられる。

また、このことは引張応力によるセットボルト設計力

に関しても同様に成り立つ。ただし、中間支点のように補強を行くことにより死荷重分の支圧応力が均等化され引張応力が相殺される場合は、セットボルトの設計力は小さくなる。

以上より、ゴム支承の支圧応力分布は、今回の補強により均等化され、活荷重載荷時においても支承設計条件と一致するよう改善されている。

(3) 支点上各部材の発生応力度

表-9に支点上各部材の発生応力度に対して、補強を行わない通常の支点構造と補強を行った場合との比較を示す。ここで、発生応力度はVon Misesの相当応力にて表す。

この表より、補強を行わない場合には、支点上補剛材及び縦りブにおいて許容応力度を大きく超える応力が発生している。これに対し、補強を行った場合に上記部材の発生応力度は許容応力度内の値となっており、また、主桁下フランジ、腹板に発生する応力度も低減されている。

また、下フランジ側の応力分布に着目した場合には、補強をしない通常の支点構造では、特に死+活(回転Max)のケースにおいてソールプレートの角に応力が若干集中する傾向がみられた。

表-8 ゴム支承支圧応力度とセットボルト設計力の比較

		端支点 (P56)		中間支点 (P86)	
		補強無し	補強有り	補強無し	補強有り
支圧応力 (死荷重時)	① σ_{max} (kgf/cm ²)	41.9	36.5	64.0	52.2
	② σ_{min} (kgf/cm ²)	16.1	28.6	4.9	31.0
比率	①/②	2.6	1.3	13.1	1.7
引張応力 (kgf/cm ²)	活荷重(回転最大)	-17.5	-38.5	-23.1	-52.7
	死+活(回転最大)	-1.9	-5.8	-5.8	-0.7
セットボルト設計力 (kgf/本)		17.8	915.0	97.1	27.3

表-9 支点上各部材の発生応力度の比較 (kgf/cm²)

	端支点 (P56)				中間支点 (P86)			
	死+活(反力Max) 補強無し	死+活(反力Max) 補強有り	死+活(回転Max) 補強無し	死+活(回転Max) 補強有り	死+活(反力Max) 補強無し	死+活(反力Max) 補強有り	死+活(回転Max) 補強無し	死+活(回転Max) 補強有り
支点上ダイヤフラム	1627	1200	1226	918	1377	976	1229	872
支点上補剛材	4490	2087	3344	1583	4358	1030	4244	1119
縦リブ	1799	1269	1352	962	2971	1160	2465	1038
主桁腹板	1479	1473	1135	1106	2544	2339	2203	2299
主桁下フランジ	1621	1616	1229	1224	2839	2595	2307	2521

8. 考察

上記の結果より、平面格子解析による簡易設計法の妥当性及びゴム支承に対して従来の支点構造を用いた場合の問題点とそれに対する補強効果について以下の項目が考察される。

- ① 平面格子解析による簡易設計法による解析値はFEM解析結果と比較してほぼ等しいか、若干大きめの値となるがほぼその傾向は同様であり各補強部材の断面の決定に有効であると考えられる。
- ② 補強のない通常の支点構造では、支圧応力は剛度の高いダイヤフラム直下に集中し、その分布は非常に不均等なものとなる。これに対し、支点部に補強を行うことによりゴム支承の支圧応力分布は均等化され、支承設計時の応力分布の仮定通りに桁の回転変形に対して線形的に変化する。
- ③ ゴム支承を用いた場合には従来の鋼製支承に比べ平面寸法が大きくなる。これより、従来の補強を行わない構造では、通常の荷重集中点として支点上補剛材のみで反力を分担するのではなく、支承からの反力は縦リブ等に分担されるため、縦リブに許容応力度を大きく超える応力が発生する。これに対し、補強を行うことにより、補強部材に反力を分担させることが可能となり、各部材の応力度を許容値内の値とすることができる。
- ④ 従来の補強構造では、**図-11**に示すように支点上補剛材幅に対してゴム支承幅が大きい。したがって、支圧応力による曲げが支点上補剛材と下フランジの交点に発生すると同時にその部分に応力集中が発生する。そのため、この部分に降伏応力を大きく超える高い応力が発生する。しかし、補強を行った構造では**図-11**に示すように支点上補剛材をゴム支承縁端まで拡幅し、角部にフィレットを設け応力の伝達を円滑にすることにより、発生応力は許容応力度内の値となる。
- ⑤ 補強のない通常の支点構造ではソールプレート縁端に応力が集中する傾向が見られる。これに対し、補

強を行うことによりこれを改善することができる。また、今回の設計においてはソールプレート縁端にテーパを設け一層の応力集中の緩和を図った。

- ⑥ セットボルトは、本解析においては直接モデル化を行っていないため、支圧応力分布より算定を行っている。今回設計対象となった鋼上部工はRC床版のため死荷重反力の全反力に占める割合が大きいため常時荷重では大きな設計力を生じなかったが、鋼床版桁等の全反力における死荷重反力の小さい場合で活荷重回転角が大きい場合には十分な注意が必要である。

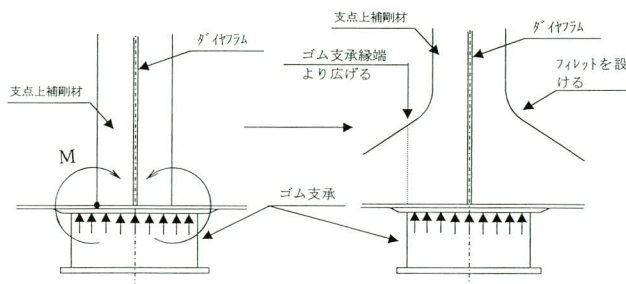


図-11 支点上補剛材に発生する曲げ応力

9. あとがき

今回の設計においてはゴム支承を等分布弾性バネ支点としてモデル化を行っているが、ゴム支承自身のバネ特性に対して明確な定義がなされていない部分については安全側の設計と考えられる仮定に基づいたものとなっている。また、FEM解析においてセットボルトに関してはモデル化を行っていないため、軸力の検証を直接的に行うのは不可能であった。したがって、以上の不確定事項の確認も含め実橋による載荷実験を行うことにより補強設計の妥当性、ゴム支承の特性の検証が必要であると考えられる。

最後に本報告書をまとめるに当たり、ご指導、ご協力を頂いた名古屋高速道路公社工務部設計課の前野主査、鈴木技師、山本技師（現・愛知県土木部）をはじめ、名濃道路各工区の設計担当の皆様には心より謝意を表す次第であります。

<参考文献>

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説II鋼橋編，V 耐震設計編，平成8年12月

- 2) 日本道路協会：道路橋支承便覧，平成3年7月
- 3) 名古屋高速道路公社：ゴム支承設計基準（案），平成8年9月
- 4) 名古屋高速道路公社：名濃道路鋼構造設計要領，平成10年2月
- 5) Charls Rejha：Design of Elastometer Bearings，PCI Journal，October，p62-78，1964
1998.10.31 受付

グラビア写真説明

塩坂高架橋

塩坂高架橋は長野オリンピックのアクセス道路として、糸魚川－白馬一大町を結ぶ国道148号線を改良する工事であり、当社の施工範囲の中にも国道上を架設する径間が1スパンありました。

工事に着任したのは6月上旬でしたが、出水期ということもあり、現に平成8年6月25日の集中豪雨で河川が増水して、作業を中断しなければなりませんでした。工期も2ヶ月延び、工事の再開は8月に入ってからになりました。

当初の工程では、架設工事と護岸工事は工期をずらしての発注でしたが、先の集中豪雨の影響で両工事は同時進行となってしまいました。狭い架設ヤードでの同時施工には大変気を使ったものですが、連絡・打合せを密に行い工事を進行させました。

季節も夏から秋、秋から冬へ進み、いつしか桁上にも40～50cmの雪が積もるようになり、溶接作業・最終段階の検査も常に雪降ろしをしてからの作業となりました。

蒲原沢の土石流災害も記憶に残り、作業を中断せざるを得ないこともありましたが、隣接工区の皆さんと協力し合い、工事も遅延なく施工することができました。

(池口)

油坂6号橋

長野県松本市を起点に飛騨・美濃・奥越地方の険しい山岳地帯を通って福井市に至る、延長160kmの一般国道158号。その岐阜県と福井県の県境である油坂峠に「油坂峠道路」の建設が進んでいます。油坂峠道路の最大の特徴は、和泉村から白鳥町の標高差が大きいことです。

油坂峠道路から西白鳥までの直線距離約1.7kmに対し、標高差が290mもあるため、自動車の走行が可能なように何倍もの距離をとり、ループ状の長大トンネルなどで、縦断勾配を確保しています。その中の油坂6号橋の特徴としては、ケーブルクレーンによる斜吊工法の採用、ならびにアーチ部の基礎にわが国でも2例目となる斜めの方向へ深層杭を打ち込んだことです。

また、本工事は皆様の御協力により、局長表彰を頂くことになりました。

(村島)