

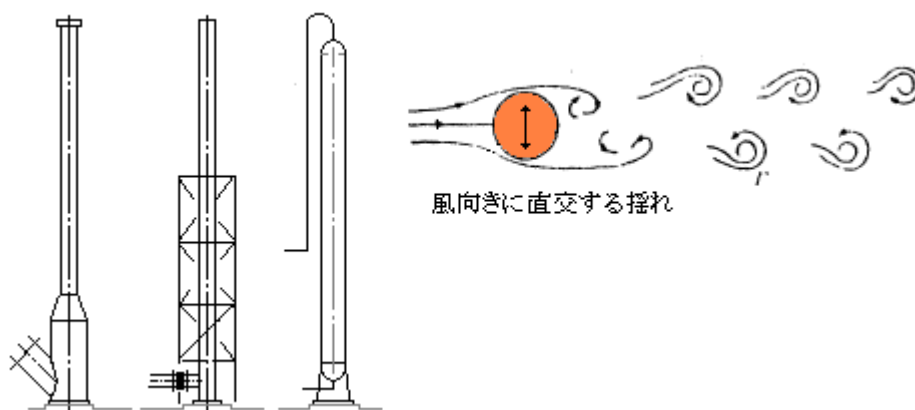
【整番】FE-19-TM-021	スタック/タワーのカルマン渦振動対策について		
分類：流れ(流体振動)／種別：技術メモ	作成年月：S61.8／改訂：Ver0.1 (H19.8)	作成者：N.Miyamoto	

H19.8 渦振動緩和構造/減衰率データ追加

全 15 枚

カルマン渦振動については、多くの文献、ガイド類、指針類などがあってその知見は十分に普及しているかに見えるが、実際自分がその課題に直面したとき、どう考えたらいいのかわからなくなる。その点で下記の文献は、余り渦振動に馴染みの少ない設計者にも、程良い手引きを与えてくれると思う。

“A New Design Method to check towers for Dynamic Stability “ by Kenneth De Ghetto & William, L
Hydrocarbon Processing Vol.45 No.2 (1966)



対象は片持ち梁状の直立タワーやスタックである。New Method となっているが、文献自身が相当古いので、むしろ Old Method であるが、内容的にはなお有効である。以下その訳を示すが、かなりデフォーム/意訳/割愛があるので了解 願いたい。なお必要に応じて補足している。

* * * * *

< 設計ベース(*0) >

本書の目的は実験/理論を実際(運転時のスタックデータ)を結びつけることである。手順として、

- ・ まず、共振発生の限界流速(風速)を既知のストローハル数から求め、
- ・ 次に、振動時の近似的な応答変位を平均的揚力係数と増幅係数から求める。
- ・ そして振幅及びスタック/タワー基底の曲げ応力が許容レベルにあるかチェックする。
- ・ 許容オーバーならば設計変更して、上記の手順を繰り返す。

ここで提案される方法は簡便的ながら、実績の裏付けをもっている。この方法は、下拵がり風鎮やパイル基礎上に設置されたスタックやタワーを対象にしているが、架構上に設置されたスタックやタワーにも適用できる。

< 静止スタックのカルマン渦 (*1) >

レイノルズ数 5 以下のごく低い流域では流れはスタックにくっついた形になる。流速が増加するにつれて 2 つの対称的な渦が円筒の背後に形成され成長して下流に伸びてゆく。そして 40~90 のレイノルズ数になると、対称渦の 1 つ(1 番目の渦)がアンバランスになり円筒面から剥離して流れに巻き込まれる。これにともなって片側に残った渦(2 番目の渦)が肥大化するとともに、3 番目の渦が 1 番目の渦の位置にでてくる。

そして2番目の渦がふっきれると3番目の渦が肥大化し2番目の位置に4番目の渦が生じる。このように円断面の背後から上下、交互に渦が放出されこの繰り返しのよって渦放出(Vortex shedding)とその消長が確定する。そしてこの交互渦は起振力となって風の方向と直交方向にスタックを揺り動かす。低いレイノルズ数域ではスタック風下の渦パターンやその通り筋は、約[50xスタック径]の風下まで安定している。150～300のレイノルズ数域では層流から乱流への過渡状態になりやがて乱流に移行する。更に高いレイノルズ数では、渦はスタックの風下に分散し、完全乱流のウェーキ(航跡)がでてくる。

< ストローハル数(*2) >

1878年ストローハルは放出渦の振動数が流れの慣性あるいは粘性の単一ファクタによるものではなく、流速とスタック径に関係することをつきとめ、次の式を示した(Fig.1 参照)。

$$f = v/l = 0.86V/4.3d = 0.2V/d \quad (\text{ストローハル数 } 0.2) \quad \text{-----}(1)$$

ここで、 f = 放出渦振動数(Hz)、 V = 風速(m/s)、 d = 円柱の径(m)

ラボテストでは広汎なレイノルズ数 Re についてストローハル数は 0.2(一定)になることが確認されている。このラボテストの結論は Fig.2 に示される。定性的にはストローハル数は次の傾向を持っている。

$0 < Re < 40$ 指数関数的に増加
 $150 < Re < 300$ 過渡的なばらつきを生じる。
 $300 \leq Re < 2 \times 10^5$ 0.2(一定)
 $2 \times 10^5 \leq Re < 2 \times 10^6$ 再び増加しはらつく

ラボテストでは $Re > 3 \times 10^5$ では渦放出の剥離点がスタックの風下に動くので渦放出振動数がランダムになるといわれている。しかし運転中のスタックではこれは報告されておらずストローハル数 約 0.2 で振動している。Fig.2 中のダッシュマークはこれを示している。

Fig.2 のプロットデータは Table1 に示される。これらのデータでは

- ① スタックはクロスフローの中で孤立して周囲に障害をもたない。
- ② 限界風速は地上計測や測候所データに基いて 1/7 乗則(*3)によって中点位置の値に補正されたもので平均値と見なされる。
- ③ 表の固有振動数はスタックを完全拘束の片持ち梁として公式から求められており近似値である。
- ④ 表の # 1 ~ # 4 スタックは最大振幅方向を目測しトランジットで測ったもの。他の方位は無視。

< 強制振動 vs 自励振動(*4) >

1955 年以前の産業用スタックの振動は一般に強制振動の考えから検討されてきた。即ち放出渦による横向きの圧力脈動は全風速域で存在しその振動数が構造物の固有振動数に達したときに限り振動が発生すると考えられてきた。

1955 年以降、スタックの振動は自励現象であり構造物は一度振動を起こすと逆に渦放出振動数を支配するという仮説がでた。振動が起きてしまうと広範囲の風速にわたって振動が持続し限界風速は存在しない。

1つの目安としてストローハル数に支配される強制振動は 10^5 以下のレイノルズ数域で発生しこれを越えらると自励振動の可能性がでてくる。

この自励振動については知見の蓄積が必要である。しかし Tab.1 の実績ではある狭い風速範囲で振動が起きている事実から強制振動を前提に論を進める。

< 振動スタックのカルマン渦 >

前述のストローハル数についての説明は“静定スタック”あるいは“ごくわずかしかな振動していないスタック(動きが無視できるスタック)”に適用できる。Landweber はスタックの最大振幅点で放出される渦は渦列の幅を増加させるという仮説をたてた。振幅増加によって Fig.1 の列幅 h は $[h+2a]$ になる(なお a は動的振幅)。もし渦列の安定性に対するカルマンの理論がここでも成立するなら、幅/長さ(h/l)比を約 0.281 に維持するために放出渦間の距離 l も増えなければならない。この渦間の距離の増加は放出振動数を低下させる。故に共振点かあるいはわずかにその下のポイントで振動しているスタックはこの振動源そのものの振動数低下によって減衰する。逆に、限界風速(共振点)よりわずかに高い風速では、スタックの当初の振動はそのまま保持されるか増加する。

渦列の拡がりによる限界風速の増加は略略 $0.13a/d$ である。幸いにこの増分は無振動基準に基づいて安全側に計算されたスタックでは無視される。

< 揚 力(*5) >

(1)式の f に完全拘束片持ち梁として計算されたスタックの固有振動数を、 d にスタック外径を代入すれば共振を引き起こす風速 即ち 限界風速を求めることができる。

今後、スタディが進めば渦放出によって生じる加振力の関数形の定性/定量的な傾向が明らかになり解析的アプローチが可であるが、現状これは不足しているので加振力の大きさを次のように近似的に見積もらざるを得ない。

$$p = C_L \rho V^2 / 2 \text{ ----- (2)}$$

ここで、 p = 横向き圧力 (kg/m^2)、 ρ = 空気密度 (kg/m^3)、 C_L = 揚力係数

ラボテストや実機の観察によれば $C_L = 0.2 \sim 1.9$ とされる。この C_L については「ある範囲のレイノルズ数では一定」とも「レイノルズ数の増加につれて増加する」とも云われる。そこで有効なデータが出現するまでは安全側に $C_L = 1.0$ と仮定する。

< サンプル計算 >

Table1 の #2 を取り上げてサンプル計算を行う。この #2 スタックは建設前に解析されそこで予測された動きは実際とよく一致している。

このスタックの高さは 30.5m、トップの 22.9m は $\phi 1397$ 外径 x 9.525 厚さ、ボトムの 7.6m は $\phi 2438$ ベース径 x 9.525mm 厚さのフレアである。スタックの運転温度は 260°C でライニングされておらず、また構造的に自立タイプである。

(1) 有効高さの設定

この慣性モーメントの変化するスタックの固有振動数を得るには

・レーリーの振動方程式を用いるか(*6)、または

・等価な剛性を持った一様径のスタックに置き換え片持ち梁の固有振動数公式による

後者のアプローチは仮想仕事の原理を用いてフレアベースを含む実際のスタックの撓み曲線を積分しその結果を外径 1397x 未知の長さをもつ一様断面のスタックに等値して未知の長さを求めるやり方。この場合、計算結果は 26.67m になる。

(2) 固有振動数の算定

完全拘束の片持ち梁として、

$$f_n = \{1/(2\pi)\} (1.875/L)^2 (EI_g/W)^{0.5} \quad (\text{一次})$$

$$=(1/6.2826)(1.875/26.67)^2(1.774 \times 10^{10} \times 9.99 \times 10^{-3} \times 9.807/398.66)=1.64\text{Hz}$$

ここで、 L =スタックの等価長さ(m)、 E =縦弾性係数(kgf/m²)、 d_o =外径(m)、 d_i =内径(m)

I =スタックの断面 2 次モーメント(m⁴)= $(\pi/64)(d_o^4-d_i^4)$ 、 g =重力加速度(m/s²)

W =単位長さ辺りの重量(kg/m)= W_o/L 、 W_o =スタックの全重量(kg)

(3) 限界風速

ストローハル数 0.2 を採ると(1)式より限界風速 V_c は、

$$V_c = f d_o / s = 1.64 \times 1.397 / 0.2 = 11.45 \text{ m/s}$$

(4) 揚力(横荷重)

揚力係数 1.0 をとると(2)式より、加振力の最大振幅は、

$$p = C_L \rho V^2 / 2 = 1.0 \times 0.1244 \times 11.45^2 / 2 = 8.154 \text{ kg/m}^2$$

(5) 静的撓み

揚力はスタックの高さ方向の分布荷重として働く。スタックトップの静的撓みは

$$\begin{aligned} a_s &= wL^4 / (8EI) = (pd)L^4 / (8EI) = (8.154 \times 1.397) \times 26.67^4 / (8 \times 1.774 \times 10^{10} \times 9.99 \times 10^{-3}) \\ &= 4.064 \times 10^{-3} \text{ m} = 4.064 \text{ mm} \end{aligned}$$

(6) 動的撓み

11.45m/s の限界風速において、スタックは共振し揺れが大きくなる。動的振幅と静的振幅の比(あるいは動的撓み/静的撓み)、即ち動的係数(u)は(*7)、

$$\begin{aligned} u &= 1 / [\{1 - (f/f_n)^2\}^2 + (2\zeta f/f_n)^2]^{0.5} \\ &= 1 / [\{1 - (f/f_n)^2\}^2 + (\Delta/\pi)^2 (f/f_n)^2]^{0.5} \end{aligned}$$

ここで、 ζ = 減衰比または減衰係数(damping ratio)、 Δ = 対数減衰率 (= $2\pi\zeta$)

共振状態では、加振側の振動数 f と構造物の固有振動数 f_n は等しくなるので、 $(f/f_n) \rightarrow 1$ になるので

$$u = a/a_s = \pi / \Delta \rightarrow \text{増幅係数(増幅倍率)(応答倍率)}$$

減衰がなく Δ がゼロのときは、動的振幅(動的撓み) a は無限大になる。

スタック鋼板が振動によって変形すると内部ライニング(ガナイトや耐火煉瓦など)や支持地盤に内部摩擦が起きエネルギー吸収によって減衰効果が生まれる。この対数減衰率 Δ については、ラボテストやサイトテストからデータが得られている(*10)。このテストは強制的に撓みを与えて開放し振動させるもの。サイトテスト結果では減衰は振幅に比例して増加するが、動的な撓み計算ではその平均的な値が用いられる。溶接された鋼製スタックでは

$$\Delta \approx 0.025 \sim 0.064 \quad (\text{最小の } 0.025 \rightarrow \text{ライニングなし、最大の } 0.064 \rightarrow \text{ライニングスタック})$$

また増幅係数は支持地盤の特性にもよる。これは動的加振器によるラボテスト/サイトテストから求められる。 Δ を π で除した増幅倍率については Table 2 のようなものがあり略近的なガイドラインになる。

また、地盤の固有振動数がスタックの固有振動数と漸近すると、渦スタックー地盤で共振してより大きな振動になるが、テスト結果では本ケースの代表的スタック地盤は 10–20Hz であった。スタックの固有振動数は常にこれ以下になるところから、地盤によって振動が増幅することはないと判断される。

#2 スタックはライニングされておらずまた地盤が貧弱で、振動時の動的振幅は $30 \text{ 倍} \times 4.064 \text{ mm} = 122 \text{ mm}$ 、最大曲げ応力は 7 kg f/mm^2 (公称) になる。これは円筒 (スタック) ~ フレアの接合部分の局部的な不連続によってさらに大きくなる。この箇所に応力集中係数は肉厚比/目違い量/テーパ度の関数になる。理論/ひずみゲージテストではその値は約 1.5 であったから局部応力は、 $1.5 \times 7 = 10.5 \text{ kgf/mm}^2$ になる。一方、運転温度 $500\text{F}(260^\circ\text{C})$ における疲労限応力(endurance limit)は構造材について約 18.9 kgf/mm^2 、溶接材について約 16.8 kgf/mm^2 であるから、強度的には OK である(*8)。

スタックは渦振動が起きないように設計されてはいるが、常識的に応力が集中する接合不連続部は滑らかなテーパトランジションとして目違いを排除する必要がある。

(7) 限界スタック寸法

スタックに強制振動が起きるか否かは、固有振動数 f_n = 渦振動数 f とおいて、これをスタック寸法の関数として表現することで略近的に判定できる。

$$f_n = \{1/(2\pi)\} (1.875/L)^2 \{EIg/\gamma A\}^{0.5} = 0.5596/L^2 \{(Eg/\gamma)(I/A)\}^{0.5} = 0.198(Eg/\gamma)^{0.5}(d/L^2)$$

$$f = SV/d = 0.2V/d$$

$V = V_c$ とおいて、 $0.2V_c/d = 0.198(Eg/\gamma)^{0.5}(d/L^2)$ 変形して、

$$V_c = 3.1(E/\gamma)^{0.5}(d/L^2)$$

ここで d = 平均スタック径(m)、 L = 等価スタック長さ(m)、 E = 縦弾性係数 (kgf/m^2)

γ = 平均比重量(kg/m^3) = $W/(AL)$ 、 W = スタック重量(kg)、 A = スタック金属断面積(m^2)

本ケースの例を Fig.3 に示す。

(8) 設計変更

計算結果から大きな振動が予測されたり、そのサイト固有の風によって恒常的な振動が予測されるなら設計変更が必要になる。最も手っ取り早い方法は (d/L) の変更である。しかし関連仕様寸法も変わるので設計が進んでいると大変になる。そのほかの変更として次のようなものがある。

- ① 内部ライニングの追加
- ② ブレース、支承綱および Friction Damper の使用
- ③ Dynamic Spoiler の使用

①の場合、質量が増え固有振動数(→限界風速)が低下するが動的撓みが減る。

②の場合は隣接してスタックがあるときは抱き合わせ的なトラスやクロスパイプのブレースが効果的。

一般にスタック間の距離は、スタック列に直交する風による面外振動に対し Landweber が述べた最小距離(1.5d)以上の距離になる。クロスブレースはスタック列に並行する風には殆ど効かず特にスタック間距離が $2 \sim 3d$ 以上になると然りである。

サンプル計算で取り上げた #2 スタックは応力もたいしたことなく変形も少ないにも拘わらずプロセスエリアに接しているところから不安がられ、後でスポイラー(*9)の追加が行われ今では風に因る振動の懸念はまったく払拭されている..... 以下省略。

【以上、本文献に示される風荷重の扱いは堅型塔槽類の設計基準のそれに類似する。末尾に添付する JPI-7R-35-87 参考 4/参考 5 を参照されたい。】

Table 2 スタック/タワーの増幅係数データ

スタック基礎	0.73 kg/cm ² 以下の柔らかい 地盤上の拡がりフーチン	0.73～1.47 kg/cm ² の中程度 の地盤上の拡がりフーチン	パイル打ち基礎あるいは 堅い地盤上の拡がりフーチン
ライニングされた スタック/タワー	5 (0.1)	30 (0.025)	50 (0.01)
ライニングなし タワー	20 (0.025)	45 (0.011)	70 (0.0072)
ライニングなし スタック	30 (0.017)	60 (0.0083)	90 (0.0056)

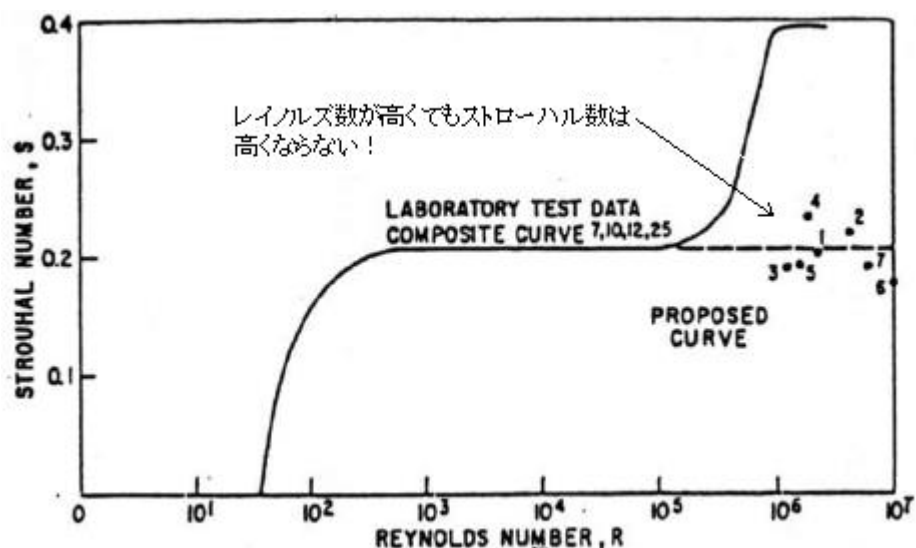
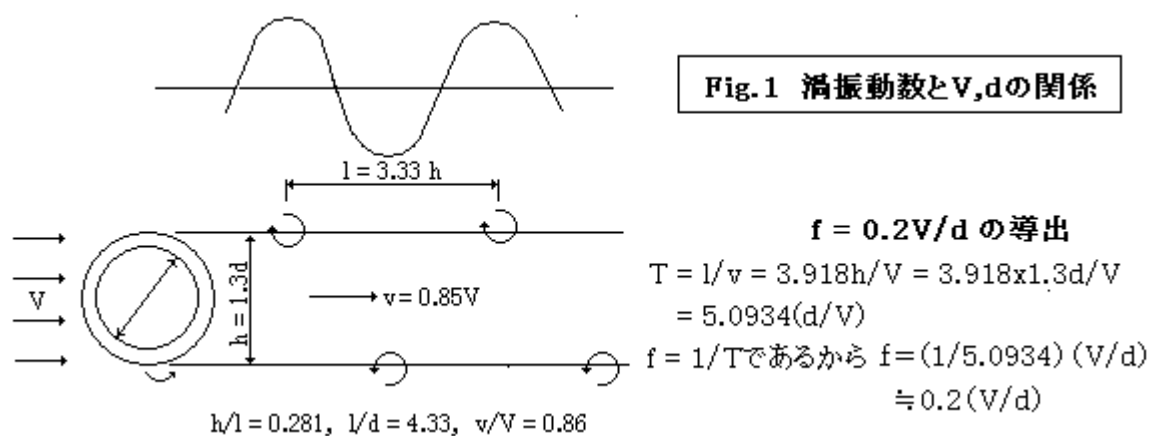
()内は減衰比 ζ を示す

Fig. 2—Variation of Strouhal Number with Reynolds Number.

↑
TABLE 1—Data for Plotting Figure 2

Stack No.	V_c	f	d	$R(10^6)$	S	Lining	a	Support	Reference
1	33	1.5	6.83	2.1	.21	2"	28	SSF	F.W.C.
2	25.5	1.6	4.6	1.05	.22	None	4	SSF	F.W.C.
3	17	.57	8	1.3	.18	None	12	SSF	F.W.C.
4	19	.58	10.6	1.9	.22	None	.9	SSF	F.W.C.
5	17	.55	8.6	1.5	.19	Unknown	27	Unknown	#3
6	64	1.0	16.5	9.9	.175	None	Unknown	Unknown	#3
7	49	1.2	11.33	5.1	.19	None	16	Piled	#23

SSF = Supported on Spread Footing FWC = Foster Wheeler Corporation

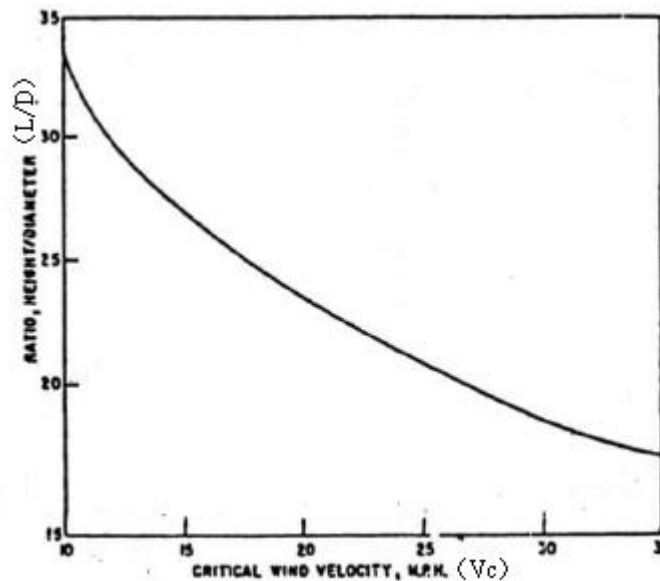
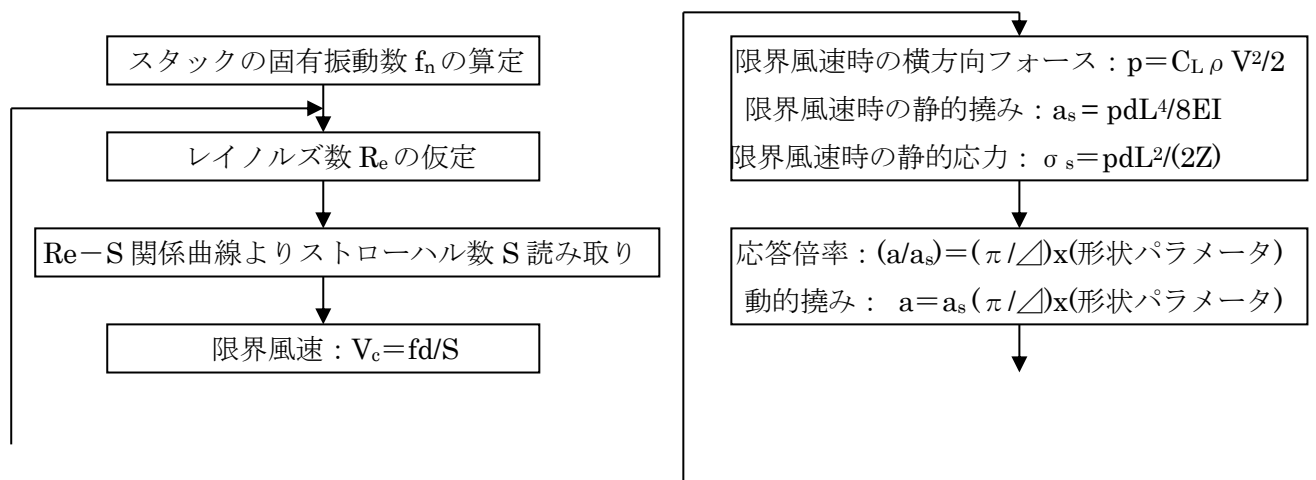
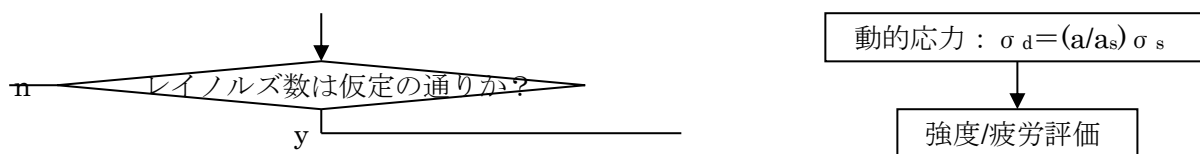


Fig. 3—Ratio of stack height to outside diameter as a function of critical wind velocity (V.C.R.).

< 補足および補完 > by N.M

(*0) 具体的には、次のような設計手順になる。





(*1) この部分を Blevins のテキスト【flow-induced vibration】で補完しておく。Blevins によれば渦発生と放出渦(vortex shedding)の挙動の明細は下図のようである。

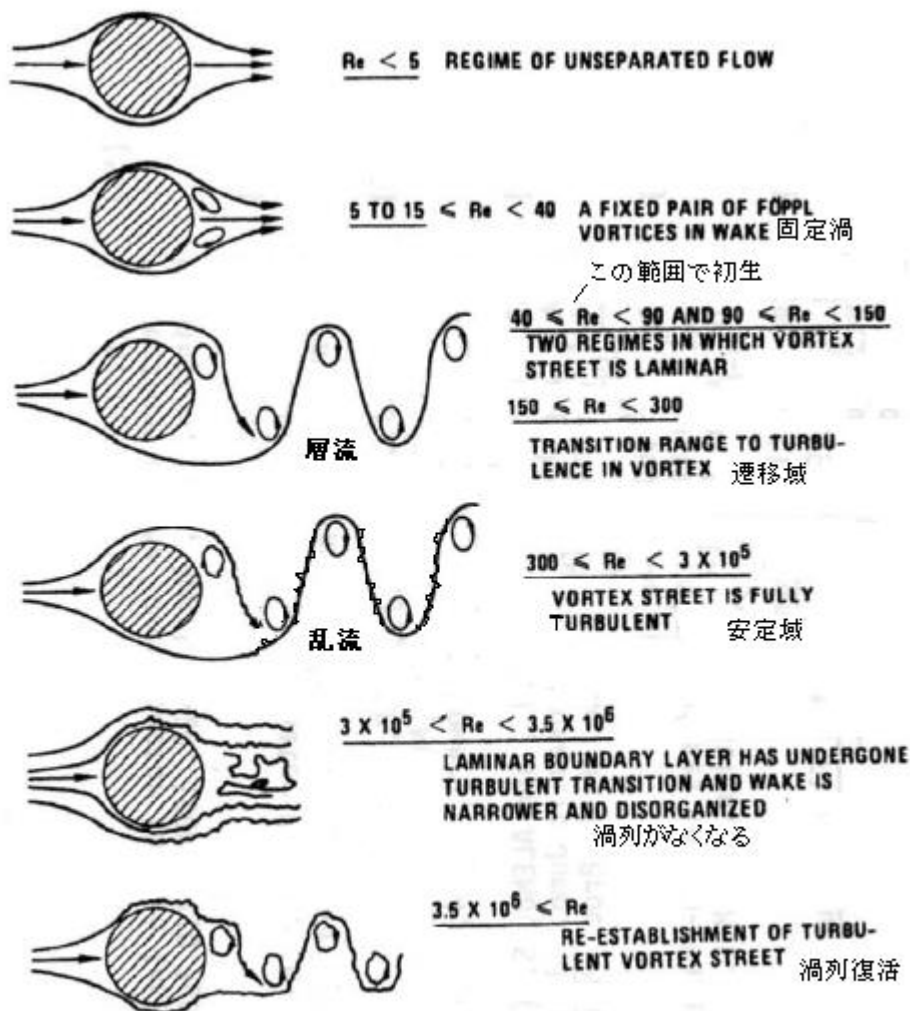


Fig. 3-2 Regimes of fluid flow across circular cylinders. (Ref. 3-6)

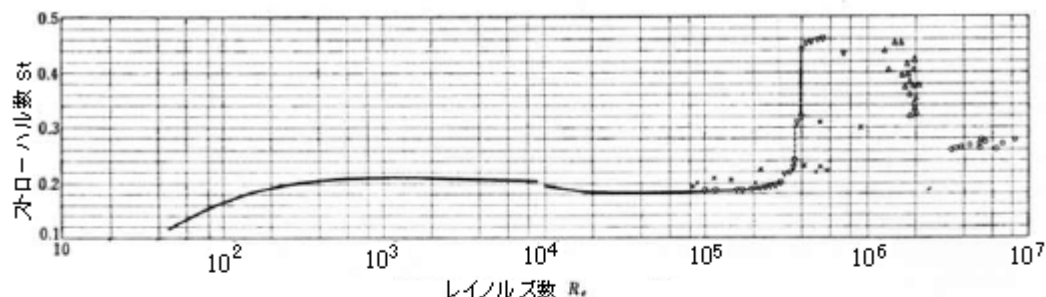
【Robert D.Blevin 「Flow-induced Vibration」より抜粋】

本文献では、高レイノルズ数域について記述が少ないので以下、補足しておく。

- $300 < Re < 3 \times 10^5$ は乱流境界層が現れていないので、いわゆるサブクリティカル域であり渦列は安定した周期(振動数)をもっている。
- 遷移レイノルズ数 3×10^5 以上は流れの剥離点が後方に移動し渦列は解消する。そして渦振動数(ストローハル数)は広範囲に離散しドラッグ(抗力)は急激に降下する。更にレイノルズ数が高くなると再び渦列が現れる。

(*2) レイノルズ数—ストローハル数の関係については下図のようなものがある。下段の図は Blevins のテキストの Fig.3-3 に渦列の変化を追記したものである。上段の機工便覧の図には、高レイノルズ数 $10^6 \sim 10^7$ 域にあるストローハル数の急激な変化が書かれていないが、基本的には Blevin の Fig.に

同じである。



第67図 円柱のStとReとの関係【機工便覧より抜粋】

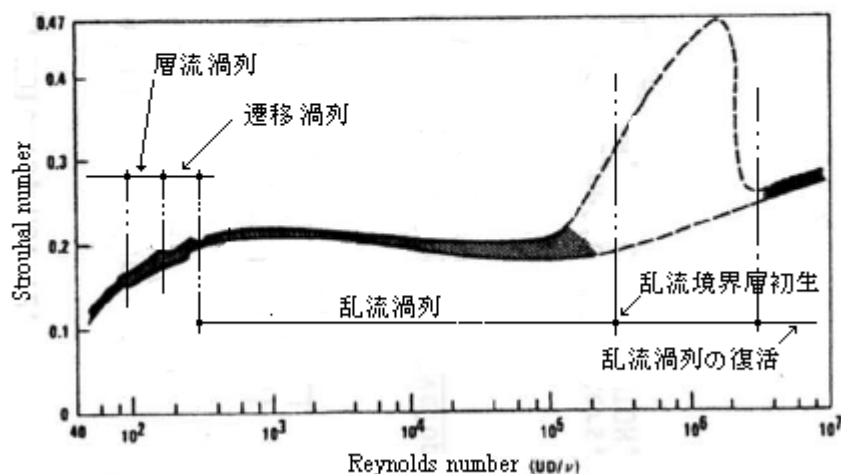
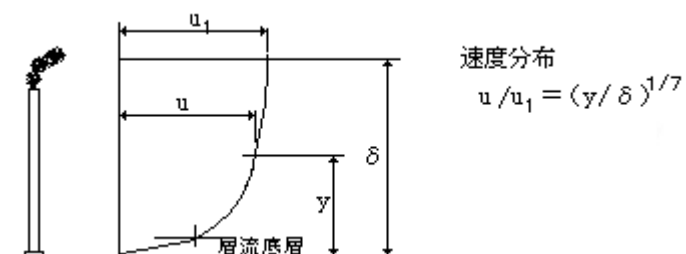


Fig. 3-3 The Strouhal-Reynolds number relationship for circular cylinders. (Ref. 3-6)

【Robert D.Blevin 「Flow-induced Vibration」より抜粋】

(*3) 地表面の風速分布を、下図の境界層理論による 1/7 乗則で近似したもの。



(*4) 特定風速ではなくある風速域で共振する現象を旧来、ロックイン現象といってきた。これは振動が自励化したものである。ASME Appendix N に示される領域図を次頁に示す。この場合斜線部がロックイン領域である。この領域にいと渦放出振動数の如何によらず(たとえ、共振点になくとも)、その円筒の固有振動数で大揺れする。

なお、領域図の縦軸の換算風速の逆数はストローハル数の逆数になっている。

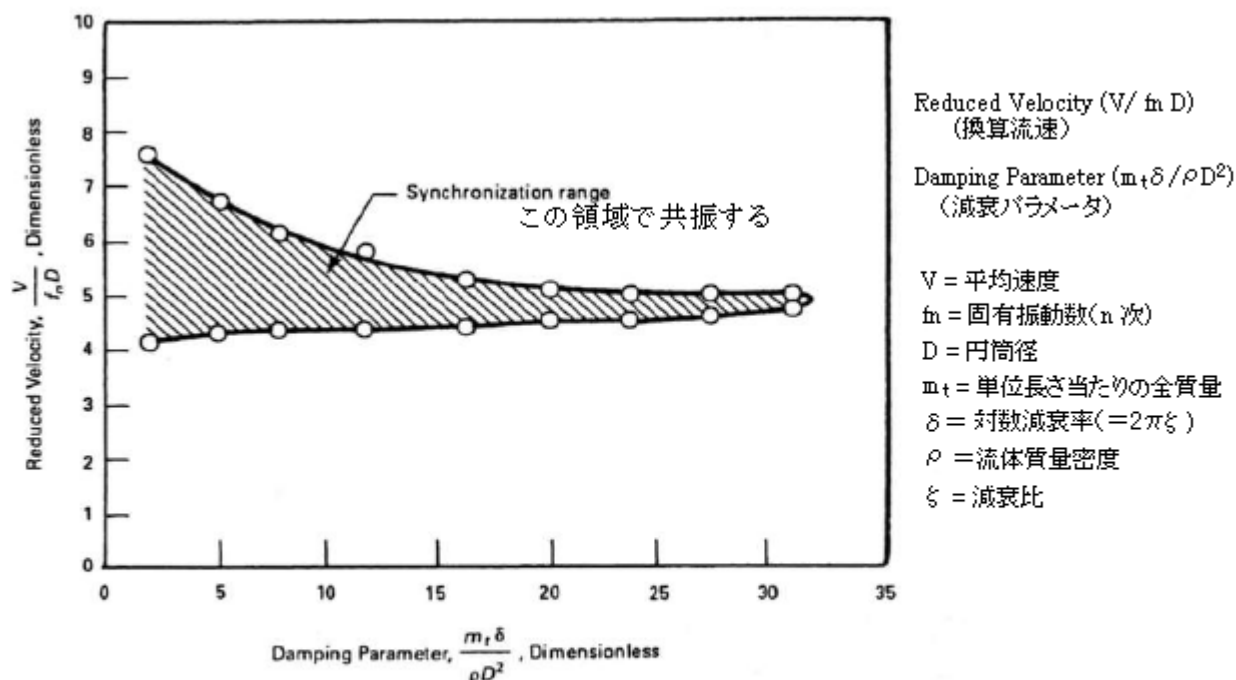


FIG. N-1323-1 SYNCHRONIZATION OF THE VORTEX SHEDDING FREQUENCY AND THE TUBE NATURAL FREQUENCY FOR A SINGLE, FLEXIBLY-MOUNTED CIRCULAR CYLINDER. SYNCHRONIZATION OCCURS WITHIN THE SHADED REGION. (REF. 106)

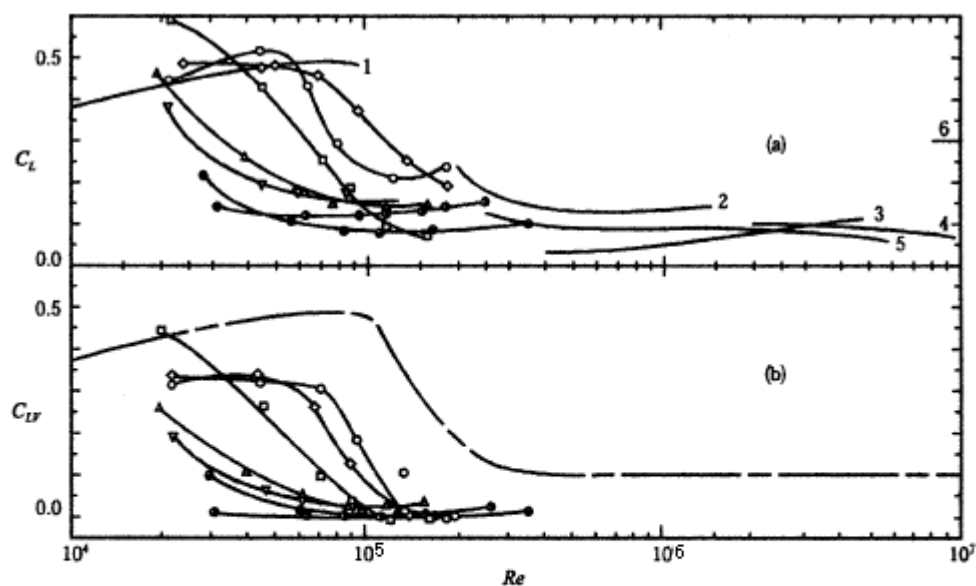
ASME Appendix N Dynamic Analysis Methods より抜粋

(*5) 揚力係数 C_L については、

JSME「配管内円柱状構造物の流体力学評価指針： $C_L=0.6$

日本石油学会規格 JPI-7R-35-87： $C_L=0.66$

JSME の根拠となったデータを示す。



(a) Total lift coefficients C_L , (b) Narrow band lift coefficients C_{LV} .

Ideal crossflow curves: 1(Keefe,1961), 2(Fung,1960), 3(Schmidt,1966),

4(Jones,1968), 5(Loiseau,1972), 6(Szechenyi,1975)

解説図 A5-1 変動揚力係数まとめ図

JSME 配管内円柱状構造物の流体力学評価指針(1988) より抜粋

(*6) 例えば、JPI-7R-35-87 参考 1 では、

$$\text{一次固有振動数 } f=1/T, \quad T=2\pi/g^{0.5}\{\sum W_n y_n^2/(\sum W_n y_n)\}^{0.5}$$

ここで、 T =一次固有周期、 W_n =分割セグメントの重量、分割セグメント中心での撓み

(*7) 1 マスーバネーダッシュポットモデルに周期的な加振力 $Fe^{-j\omega t}$ が作用する場合を考えると

$$\text{振動方程式: } mx'' + cx' + kx = Fe^{-j\omega t}$$

$$\text{特性方程式: } \lambda^2 + (c/m)\lambda + \omega_n^2 = 0 \quad (\omega_n^2 = k/m)$$

$$\text{特性式より} \quad \lambda = -\{c/(2m)\} \pm [\{c/(2m)\}^2 - \omega_n^2]^{0.5}$$

$\{c/(2m)\}^2 - \omega_n^2 = 0$ のときに時に臨界減衰になる。そのときの c を c_c とすれば $c_c = 2m\omega_n$ 、また減衰比を $\zeta = c/c_c$ とすれば、 $c = 2\zeta m\omega_n$ となる。これを振動方程式に用いて

$$\begin{aligned} & \downarrow mx'' + 2\zeta m\omega_n x' + kx = Fe^{-j\omega t} \\ & \downarrow (1/\omega_n^2)x'' + (2\zeta/\omega_n)x' + \{k/(m\omega_n^2)\}x = \{F/(m\omega_n^2)\}e^{-j\omega t} \end{aligned}$$

$k = m\omega_n^2$ であるから、

$$(1/\omega_n^2)x'' + (2\zeta/\omega_n)x' + x = \{F/k\}e^{-j\omega t} = x_s e^{-j\omega t}$$

この式の非斉次解を求め、その虚部をとると

$$x = x_s \sin(\omega t - \theta) / [\{1 - (\omega/\omega_n)^2\}^2 + (2\zeta\omega/\omega_n)^2]^{0.5}$$

\sin の最大値 1 をとり

$$(x/x_s) = 1 / [\{1 - (\omega/\omega_n)^2\}^2 + (2\zeta\omega/\omega_n)^2]^{0.5}$$

x は動的撓み、 x_s は静的撓みである。 $x/x_s = u$ 、 $\omega/\omega_n = f/f_n$ において

$$u = 1 / [\{1 - (f/f_n)^2\}^2 + (\angle/\pi)^2(f/f_n)^2]^{0.5}$$

ここでは u を動的係数と云っている。共振状態 ($f=f_n$) では

$$u = \pi/\angle = 2\zeta$$

これは動的撓みが静的撓みの何倍になるかを示すもので、増幅係数、増幅倍率あるいは応答倍率などとも云う。ただ、これは 1 質点系モデルの倍率で、梁構造(ここでは片持ち梁)のそれとは異なる。梁構造については、JPI-7R-35-87 参考 5 で、

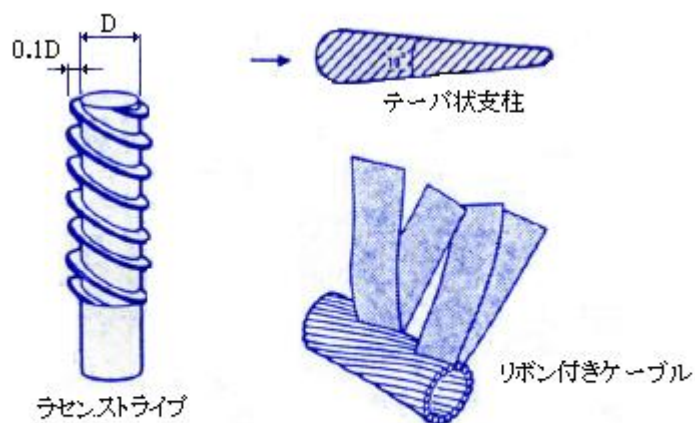
$$u = (\pi/\angle)(H/D - 6)/10 \quad (H=\text{塔高さ、} D=\text{スタック径})$$

と極く近似的に与えられる。即ちスタックの細長比が大きくなると応答倍率は大きくなり揺れやすくなる。しかし実際は、振幅が大きくなると対数減衰 \angle が大きくなり揺れにセーブがかかる。

JPI-7R-35-87 については添付を参照のこと。

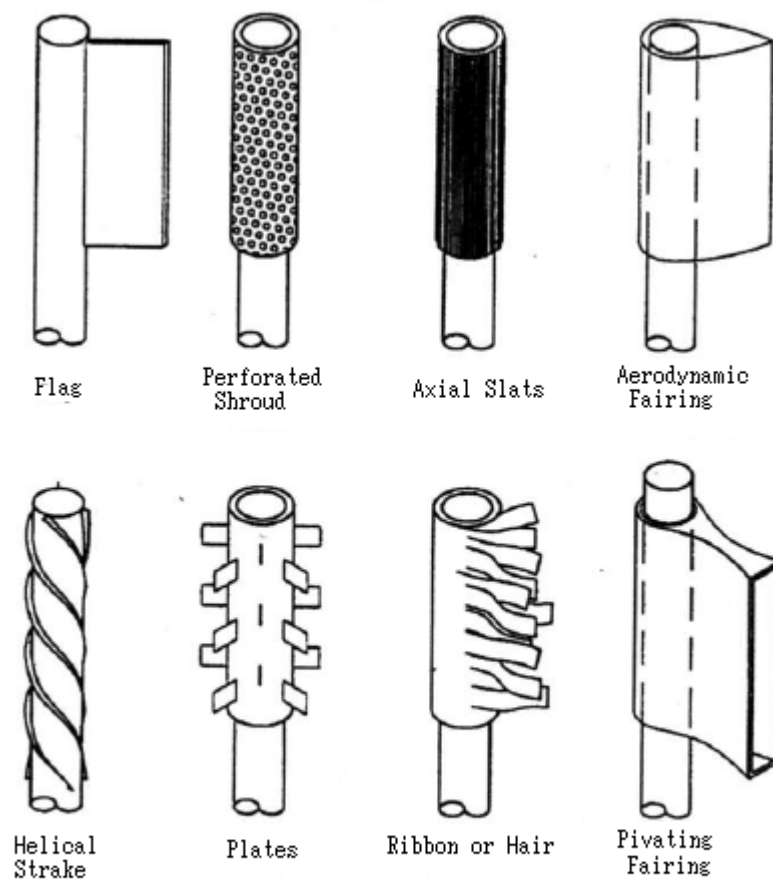
(*8) 炭素鋼では $16 \sim 19 \text{ kg f/mm}^2$ の疲労限応力はとても望めない。多分 SUS316 以上の疲労特性のいい材質と思われる。

(*9) ここでいうスポイラは渦振動緩和のための外装部材と思われる。因みに渦振動緩和構造としては次のようなものがある。



渦振動緩和対策

Blevins「Flow-induced Vibration」より抜粋



抜粋

“Sources and Remedies of High-frequency piping vibration and noise”
by S.M.Price and D.R.Smith
Proceedings of the 28th Turbomachinery Symposium

(※10) スタック類の対数減衰率については、Blevins のテキストに以下のようなデータあり。

TABLE 8-4. Damping and Fundamental Frequency of Circular Towers and Stacks^a

Structure	Material	Location	Height (ft)	Tip Diameter (ft)	対数減衰率 Damping (2 π t)	Fundamental Frequency (Hz)	Tip Single Amplitude (ft)
Solid circular tower	Reinforced concrete	Ferrybridge "B"	415	24.0	0.06	0.61	0.047
Solid circular tower	Lightweight reinforced concrete	Newman Spinney	—	—	0.08	1.47	Small
Solid circular tower	Lightweight reinforced concrete	Newman Spinney	—	—	0.12	1.41	0.025
Solid circular tower	Welded steel, unlined	Aldermaston	150	4.0	0.01	0.92	—
Solid circular tower	Welded steel, unlined	Moss Landing	225	11.3	0.02	1.12	—
Solid circular tower	Welded steel, unlined	Moss Landing	225	11.3	0.07	1.12	0.25
Solid circular tower	Welded steel, unlined	Contra Costa	200	11.0	0.04	0.97	Small
Solid circular tower	Welded steel, unlined	Grimsby	250	7.0	0.05	1.30	—
Solid circular tower	Welded steel, unlined	Mizushima	296	17.5	0.03	0.75	—
Solid circular tower	Welded steel, unlined	Watayama	274	13.5	0.038	1.15	—
Solid circular tower	Welded steel, unlined	Sakai	253	12.7	0.032	0.69	—
Solid circular tower	Welded steel, lined	Moss Landing	225	11.3	0.04	0.82	—
Solid circular tower	Welded steel, lined	Moss Landing	225	11.3	0.07	0.82	0.33
Solid circular tower	Welded steel, lined	Contra Costa	200	11.0	0.06	0.71	Small
Solid circular tower	Welded steel, lined	St. Clair	250	16.5	0.06	—	0.25
Solid circular tower	Welded steel, lined	Chiba	300	14.5	0.03	0.67	0.17
Solid circular tower	Welded steel, lined	Japan	—	—	0.09	—	—
Solid circular tower	Welded steel, lined	Japan	—	—	0.05	—	—
Solid circular tower	Riveted steel, lined	Connors Creek	240	16.6	0.04	—	0.12
Lattice tower with circular mast	Bolted steel	Crystal Palace	440	—	0.02	—	0.12
Lattice tower with circular mast	Bolted steel	Crystal Palace	710	—	0.18	0.30	0.67
Tubular tower	Bolted aluminum	Bienne	124	2.2	0.10	0.75	—
Tubular mast	Welded steel	Rimouski	120	7.3	0.05	2.1	—
Tubular mast	Welded steel	Halifax	500	7.3	0.05	0.31	—

^aFrom Ref. 8-16.

Blevinsのコメント：上記はScrutonとFlintの編集した円筒スタック/タワーのデータ。同じ材料/施工法であっても減衰係数は1～2の範囲で変化する。これはちょっとした施工の違いが大きく影響することを暗示している。上記3つのコンクリート製タワーの減衰率は16の溶接鋼製タワーの平均減衰率よりも高い。この差異は統計学的にも重要。

以上R.D.Blevins "Flow-induced Vibration" より抜粋

JPI-7R-35-87 参考4 風による塔の振動

塔そう類に風が吹きつけると、塔そう類の背面にカルマン渦（参考図4-1参照）を生じ風の方角と直角に振動する。この渦の毎秒の発生数を N とすると、

$$N = St \frac{V}{D}$$

$$T = \frac{1}{N} = \frac{D}{St V}$$

ここに N : 渦の毎秒の発生数（渦放出振動数）

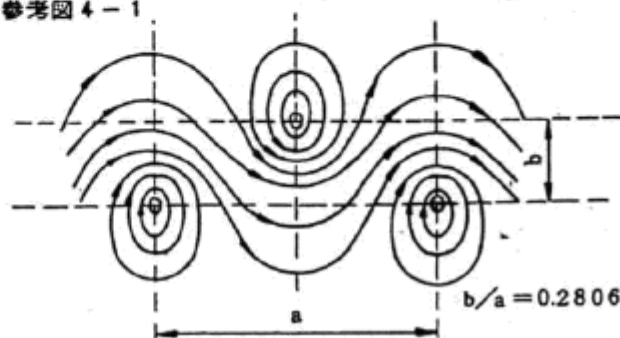
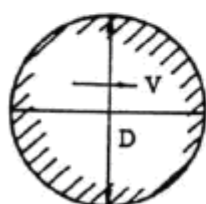
V : 風速（m/sec）

D : 塔そう類の直径（m）

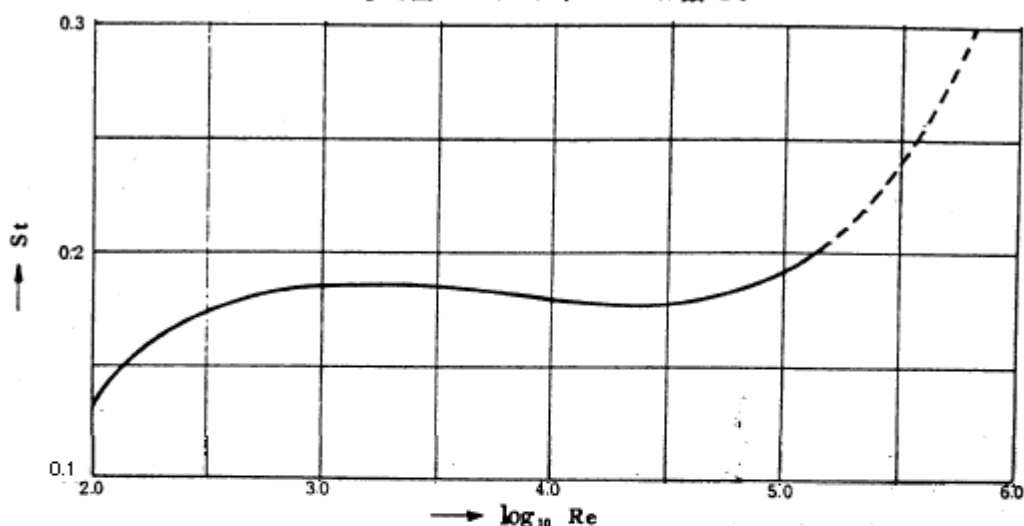
St : ストローハル数（レイノルズ数による定数）（参考図4-2参照）

T : 振動周期（sec）

参考図4-1



参考図4-2 ストローハル数 St



レイノルズ数 $Re = 69,000 VD$ ここに V : 風速（m/sec）

D : 塔そう類の直径（m）

塔そう類の固有振動数を $f(1)$ とすると $0.85 f(1) < N < 1.3 f(1)$ の範囲を共振域と考える。（参考5）
渦放出振動数

- (1) 塔そう類に付属したプラットフォーム、ラダー、配管などはその配置によりカルマン渦の発生を乱すことができる。
- (2) 塔の液荷重は振動防止に効果的である。
- (3) 基礎は固く施工し、基礎ボルトのゆるみを押える。

参考5 風直角方向の風荷重

塔そう類に風が吹きつけると、塔そう類の背面にカルマン渦が生じ、塔は風の方向と直角に振動する。

また、この振動は塔の固有振動数と渦の発生数が近似する場合共振し大きな振幅をとまう。

これらの現象について、風力係数を用いて定量的に取扱っている規準としては、日本建築学会「塔状鋼構造設計指針・同解説 1980」がある。

この規準では通常のライニングを用いた独立円形煙突を対象とした場合、揚力係数に、煙突の減衰率を考慮した共振状態における倍率係数を考え、Stankiewicz の提案と経験的な手法を用いて風力係数を算出している。

自立塔そう類においても独立円形煙突と形状的に大差ないことから、これらの手法を準用し、減衰性の相違のみを考慮して風力係数を算出することとした。

風方向の風荷重については本文 3.1 より ($F_w = q \cdot C \cdot A$) で計算されるが風直角方向の風荷重は次式で表わされる。

$$F_w' = q' \cdot C' \cdot A$$

F_w' : 風直角方向の風荷重 (kgf)

q' : 共振時速度圧 (kgf/m²)

C' : 共振時風力係数

A : 有効面積 (m²)

共振風速 V (m/sec) は塔の固有振動数 $f_{(1)}$ から

$$V = \frac{f(1) \cdot D}{St}$$

D : 塔そう類の直径 (m)

St : ストロークハル数

$$q' = 0.0625 V^2 \quad \rho V^2 / 2$$

風力係数 C' は塔の減衰常数 h と塔の長さとの比 H/D により求める。

一般の塔の減衰常数は 1% から 3% の範囲にあることから、 $H/D = 16$ を基準として C' を計算する。

風力係数 C' は塔の減衰常数 h と塔の長さとの比 H/D により求める。

$$h = 0.01 \quad C' = m \cdot C_L \quad m = \pi / \delta \quad \delta = \frac{2\pi h}{\sqrt{1-h^2}} \approx 2\pi h$$

$$= \sqrt{33}$$

ここで C_L : 揚力係数 (0.66) m : 倍率係数 δ : 対数減衰率

$$h = 0.02 \quad C' = 16.5$$

$$h = 0.03 \quad C' \approx 11.0$$

$$h = 0.033 \quad C' \approx 10 \quad (\text{独立円形煙突の場合に相当})$$

塔そう類の共振時風力係数 C' は、「塔状鋼構造設計指針」における値との比をとり、次のように定める。

共振時風力係数 C'

$H/D \backslash h$	1%	2%	3%
7 以下	3.3	1.65	1.1
7 以上	3.3 (H/D-6)	1.65 (H/D-6)	1.1 (H/D-6)

備考 塔そう類が大きく振動している時の減衰常数を正しく評価することは困難であり、また塔そう類には、規則正しい渦の発生を妨げる附属物（プラットフォーム、ラダー、配管など）が取付けられていることから、共振時風力係数の標準的な値としては減衰常数 2% に対する値を用いてもよい。

また、風洞実験などにより、正しく評価できる場合には、それらの値を使用してもよい。