

Chapitre 8.

Methodes de prédimensionnement en projet parasismique.

8.1. Analyse élastique sous forces latérales dans un modèle simplifié.

Une structure régulière en plan et en élévation dans laquelle les masses sont distribuées régulièrement et qui possède des diaphragmes convenables peut être modélisée par 2 plans, un dans la direction x et l'autre dans la direction y . Chaque modèle représente une des n ossatures résistantes parallèles à la direction de séisme considérée. La masse m attribuée à ce plan est $1/n$ de la masse sismique totale du bâtiment. Dans la structure régulière décrite, la contribution des modes de vibration supérieurs au mode fondamental est négligeable et la structure répond comme une console verticale de période T_1 . On peut effectuer une analyse élastique sous forces latérales du type défini en 2.14. qui comprend pour chaque direction principale x et y les pas P1 à P7 suivants.

P1: on estime la période T_1 de la structure à l'aide d'une des relations du Tableau 2.3. On prend garde d'utiliser un système d'unités convenables.

P2: on lit pseudo accélération $S_d(T_1)$ sur le spectre de réponse en accélération de calcul défini en 2.5.

P3: on trouve la résultante de cisaillement en base F_b : $F_b = S_d(T_1) \cdot m \cdot \lambda$

$\lambda = 0,85$ m est la masse définie plus haut.

$S_d(T)$ est un spectre de calcul et le coefficient de comportement q intervient dans sa définition. Il est choisi par le projeteur, voir commentaire à ce sujet en 5.3.1.

P4: F_b est distribuée sur la hauteur de la structure comme rappelé ci après.

P5: on effectue une analyse statique et on établit les sollicitations et déplacements sous séisme E_{Edx} . Cette analyse considère les effets translationnels et torsionnels (voir 4.2), puis leur combinaison.

P6: on combine les sollicitations sismiques aux autres sollicitations (voir 7.8.2).

P7: on effectue toutes les vérifications requises: résistance des éléments dissipatifs, effets $P-\Delta$, dimensionnement capacitifs des éléments non dissipatifs, assemblages, etc...

Dans cette procédure, les pas P5, P6 et P7 peuvent être effectués seulement lorsque les dimensions des éléments structuraux sont fixées.

Les forces d'étages F_i sont en relation avec les accélérations subies à chaque étage (voir 2.13.3)

Si z_i désigne le niveau de chaque étage au dessus du sol, on a : $F_i = F_b \cdot \frac{z_i \cdot m_i}{\sum z_j \cdot m_j}$

m_i, m_j sont les masses d'étage. Si elles sont toutes égales: $F_i = F_b \cdot \frac{z_i}{\sum z_j}$

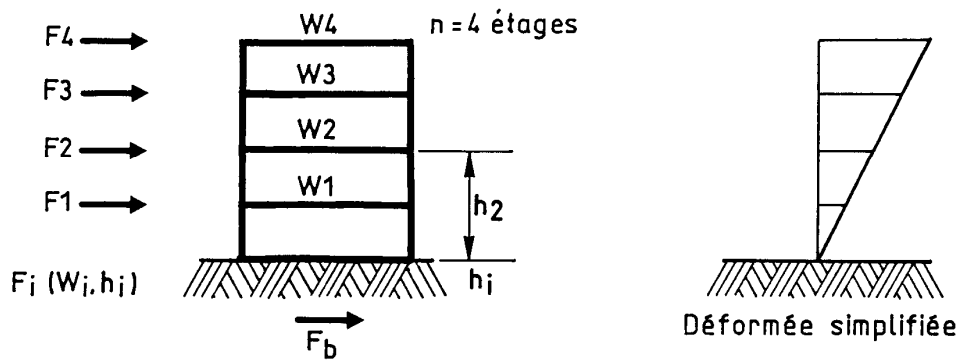


Figure 8.1. Analyse élastique sous forces latérales dans un modèle simplifié.

8.2. Evaluation directe de la résultante F_b appliquée à la structure sans évaluation de période T_1

Certaines relations de calcul de la période T_1 donnée en au Tableau 2.3 sont des moyennes statistiques, donc des approximations. L'auteur de projet peut se mettre en sécurité par rapport à une évaluation optimiste qui serait contrecarrée lors d'analyse détaillée ultérieure en considérant pour S_d l'ordonnée du plateau du spectre de réponse $S_d(T_B) = S_d(T_C)$, qui est normalement une borne supérieure pour les bâtiments. Les sollicitations et les dimensions des éléments structuraux peuvent être un peu surestimés par cette approche, mais ceci est parfois préférable en prédimensionnement ou vérification rapide.

Si on suit cette approche, l'évaluation de la résultante F_b appliquée à la structure est extrêmement simple : $F_b = 2,5 a_g S m \lambda / q$

$$\Rightarrow F_b = 2,125 a_g S m / q$$

Pour mémoire, a_g est l'accélération de référence de la zone (au niveau du bedrock), soit a_{gR} , multipliée par γ_1 coefficient d'importance de la structure : $a_g = \gamma_1 a_{gR}$ (voir carte de zonation nationale pour a_{gR} et Tableau 2.1 pour γ_1).

S est le coefficient de sol et site (voir Tableau 2.2)

m est la masse de la structure

q est le coefficient de comportement de la structure (voir Tableau 9.1 pour les ossatures en acier et Tableau 10.3 pour les ossatures en béton).

8.3. Evaluation de la charge maximale de ruine par l'analyse plastique.

Le calcul plastique des structures permet une évaluation directe de la résultante de cisaillement en base F_u provoquant la ruine plastique globale de l'ossature.

On utilise:

- Le théorème des travaux virtuels : le travail des forces internes dans la structure est égal au travail des forces externes appliquées à cette structure: $W_{\text{ext}} = W_{\text{int}}$.
- Le fait que la charge de ruine plastique globale de l'ossature est indépendante de l'état de contrainte interne dû à d'autres causes.

Cette dernière remarque signifie que les sollicitations dues à l'action gravitaire ne changent pas la valeur de la résultante horizontale engendrant le mécanisme global. Ceci n'est vrai que si une analyse au 1^{er} ordre est valable, c'est-à-dire si l'effet $P-\Delta$ peut être négligé. C'est normalement le cas pour les structures destinées à résister aux tremblements de terre, en raison des limitations importantes des déplacements horizontaux sous séisme de service et sous séisme de calcul.

On montre à la Figure 8.2 une structure dans laquelle le mécanisme global plastique défini comme objectif de projet pour une ossature en portique est formé. Le calcul direct de la résultante de cisaillement en base à la ruine, basé sur le théorème des travaux virtuels, s'effectue comme suit.

En appelant $M_{\text{pl,c}}$ le moment plastique des poteaux, $M_{\text{pl,b}}$ le moment plastique des poutres et ψ l'angle d'inclinaison de l'ossature, le travail des forces internes W_i est égal à:

$$W_{\text{int}} = 8 M_{\text{pl,b}} \psi + 2 M_{\text{pl,c}} \psi = \psi (8M_{\text{pl,b}} + 2 M_{\text{pl,c}})$$

Si on suppose que les masses d'étage sont toutes égales, la distribution des forces latérales est triangulaire et les forces d'étages valent : $F_i = F_u z_i / \sum z_j$.

La déformée du 1^{er} mode est approximée par un triangle et les déplacements d'étage sont égaux à:

$$d_i = \psi z_i. \text{ Alors, le travail des forces externes est égal à: } W_{\text{ext}} = \sum F_i d_i = F_u \psi \sum z_i^2 / \sum z_j$$

En exprimant que $W_{\text{ext}} = W_{\text{int}}$, on trouve la résultante de cisaillement en base F_u provoquant la ruine plastique globale de l'ossature:

$$F_u \psi \sum z_i^2 / \sum z_j = \psi (8M_{\text{pl,b}} + 2 M_{\text{pl,c}}) \Rightarrow F_u = (8M_{\text{pl,b}} + 2 M_{\text{pl,c}}) / (\sum z_i^2 / \sum z_j)$$

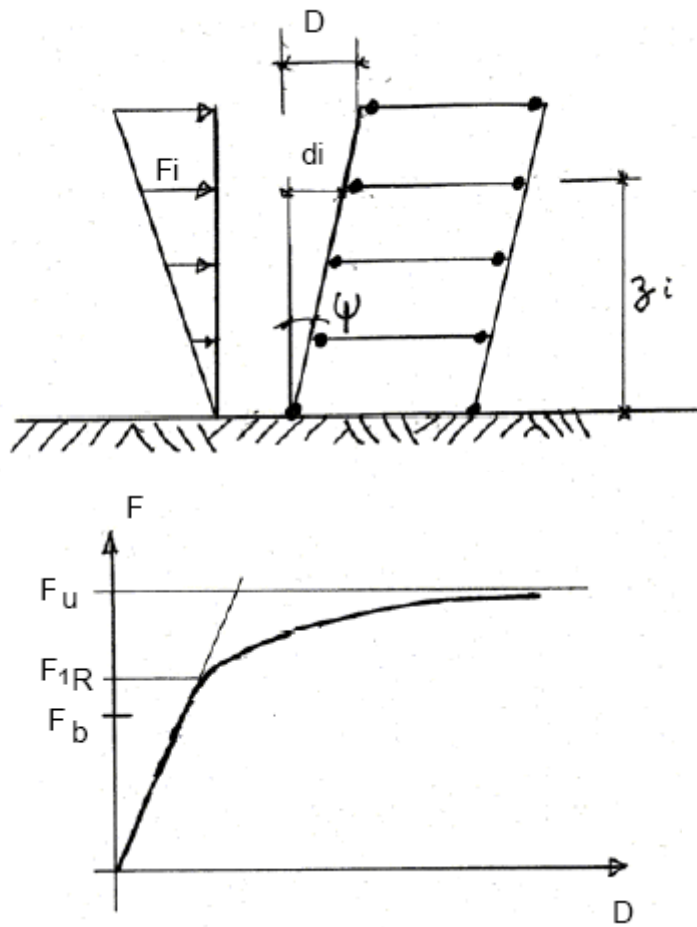


Figure 8.2. Mécanisme global plastique d'une ossature en portique et courbe F-D.

Ce résultat est intéressant en soi, mais, dans un projet parasismique classique, la capacité d'une structure à résister à un tremblement de terre s'établit en démontrant que sa résistance élastique au cisaillement F_{1R} est supérieure au cisaillement de calcul F_b [$F_b = m \lambda S_d(T_1)$ dans l'analyse sous des forces latérales]. La résistance élastique maximum au cisaillement F_{1R} correspond à l'atteinte de la résistance plastique en un point de l'ossature : une 1^{er} rotule plastique est formée et la courbe charge déplacement quitte le domaine élastique – Figure 8.2. On connaît des valeurs de $\alpha_u/\alpha_1 = F_u / F_{1R}$ pour différents types d'ossatures (voir valeurs de l'Eurocode 8, Tableau 9.1 pour les ossatures en acier et Tableau 10.3 pour les ossatures en béton) et on peut déduire F_{1R} de F_u . Cependant, les valeurs α_u/α_1 données par l'Eurocode 8 sont des bornes inférieures, qui peuvent conduire à surestimer F_{1R} .

On suggère d'évaluer F_{1R} par: $F_{1R} = F_u / 1,1(\alpha_u/\alpha_1)_{code}$

Pour la structure de la Figure 8.2:

$$F_{1R} = (8M_{pl,b} + 2 M_{pl,c}) / \{1,1(\sum z_i^2 / \sum z_j)(\alpha_u/\alpha_1)_{code}\}$$

$$F_b = m \lambda S_d(T_1)$$

Une ossature parasismique doit être telle que: $F_{1R} \geq F_b$

Les développements ci dessus peuvent être utilisés pour un pré-dimensionnement direct de sections minimales des poutres et poteaux, en exprimant que la résistance F_{1R} doit être au moins égale à F_b calculé par :

$$F_b = m S_d(T_1) \lambda / q \quad \text{sur base d'une estimation de la période } T_1.$$

Dans l'exemple de la Figure 8.2, les sections des poutres et poteaux doivent être choisies pour vérifier:

$$(8 M_{pl,b} + 2 M_{pl,c}) / \{1,1(\sum z_i^2 / \sum z_j)(\alpha_u/\alpha_1)_{code}\} \geq m S_d(T_1)$$

$$M_{pl,c} \geq 1,3 M_{pl,b} \quad \text{(voir 7.8.5).}$$

On peut évaluer les déplacements, sur base du déplacement d_{CM} au centre de gravité de la console de référence de période T_1 et du spectre de réponse élastique: $d_{CM} = S_e(T_1) \times (T_1/2\pi)^2$

Dans l'exemple de la Figure 8.2, le centre de gravité est à mi hauteur du bâtiment. Le déplacement en tête est approximativement égal à $D = 2 d_{CM}$ et le déplacement relatif entre étage sous le séisme de calcul est égal à $d_{CM} / 2$ (car il y a 2 étages jusqu'au centre de gravité CM). Comme le cisaillement de calcul F_b a été calculé et sa distribution supposée triangulaire, le paramètre θ de sensibilité à l'effet $P-\Delta$ correspondant à chaque étage peut être calculé. De même, on peut vérifier si les déformations à chaque étage sont acceptables sous séisme de service.

Cette analyse est aussi applicable si les moments plastiques des poutres et poteaux varient sur la hauteur de la structure ou pour des ossatures autres que des portiques, mais elle comporte de nombreuses limitations pratiques :

- elle ne devrait être utilisée qu'en prédimensionnement, en raison des approximations faites sur T_1 , α_u/α_1 , D et la déformée de la structure.
- la structure finale doit respecter toutes les conditions de dimensionnement, pas seulement fournir une résistance sismique à l'ELU ; la structure déduite de l'évaluation de la charge maximale de ruine par analyse plastique est souvent trop légère.

Ainsi, pour l'ossature métallique en portique dimensionnée au Chapitre 17, la sollicitation résultante horizontale de cisaillement de calcul F_{bX} par file de portique vaut $F_{bX} = 586$ kN, mais V_u , résistance du mécanisme global au cisaillement de l'ossature satisfaisant tous les critères de dimensionnement, vaut : $V_u = 2825$ kN, soit 4 fois plus.

