

Pont sur le Var à Saint-Isidore

Exemple de conception parasismique

Denis Davi

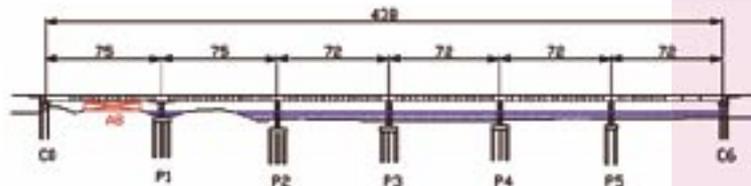


Figure 1 : élévation du pont

Description de l'ouvrage

La construction du Pont sur le Var, qui a commencé en août 2002, s'inscrit dans le cadre plus général de la réalisation de la route nationale RN 202 bis entre Nice St-Isidore et St-Martin-du-Var. Ce nouvel itinéraire aura pour objectif principal de délester l'actuelle RN 202, aujourd'hui axe routier principal de desserte de la vallée du Var, d'une partie de son trafic, notamment dédié au transit et aux échanges inter-cités [5].

L'ouvrage, dénommé OA1, se situe au niveau de Saint-Isidore et franchit le fleuve Var ainsi que l'autoroute A8. Il s'agit d'un pont en béton précontraint, d'une longueur de 438 m répartie en 6 travées de 72 à 75 m (fig. 1).

Le tablier, dont la masse totale est de 17 000 tonnes, est constitué d'un caisson monocellulaire d'une largeur de 14,10 m et d'une hauteur de 3,65 m. Il est construit, selon la méthode des encorbellements successifs, par éléments de 3 m de longueur coulés en place.

Pour des raisons de sécurité vis-à-vis des usagers, la travée franchissant l'A8 a été construite parallèlement à l'autoroute, afin d'éviter tout risque de chute d'objets sur la chaussée pendant les travaux de construction de cette première section de 114 m de long (photo 1a). Une fois la travée totalement terminée et équipée, elle a été pivotée au cours de la nuit du samedi 18 octobre 2003 (Photo 1b).

Le montant global des travaux liés à la construction de l'OA1 est de 11 millions d'euros, pour une durée prévue de 36 mois. L'accès à l'ouvrage en rive droite (côté C6) se fera par une bretelle nommée mur M1 (photo 2). Afin de ne pas empiéter dans le lit du Var, cette bretelle est construite sur un talus en remblais conçu suivant le principe d'un mur en terre armée d'une longueur de 1 100 m pour une hauteur de 11 m. Ce mur en terre armée repose sur un rideau de palplanches équipé de tirants.



Photo 1a : construction du 1^{er} fléau parallèlement à l'autoroute (avant rotation)



Photo 2 : vue en perspective du mur M1

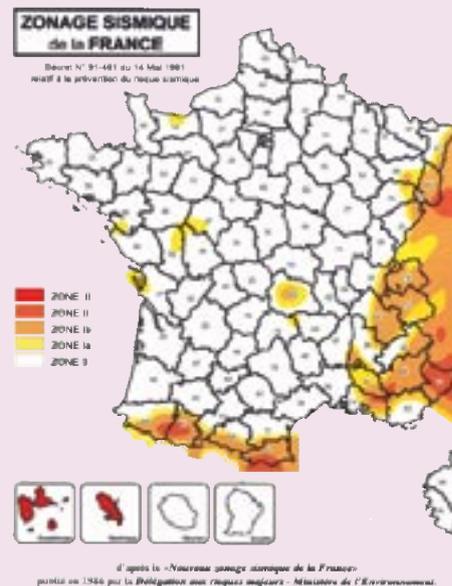


Figure 2 : zonage sismique de la France (PS 92)

L'actuelle RN 202 est classée grande liaison d'aménagement du territoire entre Nice et Digne. La mise en service de la nouvelle RN 202 bis, aux caractéristiques de voie express, permettra de la déclasser en ne lui attribuant plus qu'une fonction de desserte locale. C'est donc la nouvelle infrastructure qui assurera les flux d'échanges dans la basse vallée du Var et de transit vers l'arrière-pays. Élément de desserte essentiel d'un espace stratégique tant d'un point de vue géographique (au centre de l'agglomération azurée) que d'un point de vue économique (présence des trois grands pôles industriels et tertiaires de Nice, Carros et Saint-Laurent-du-Var), la RN 202 bis aura vocation en cas de séisme à jouer un rôle prépondérant, aussi bien dans le cadre de la gestion de la crise et dans l'acheminement des secours que dans la reprise rapide de l'activité socio-économique.

En raison de ces différents critères d'importance, les ouvrages OA1 et M1 ont été rangés en classe D vis-à-vis du risque sismique. Notons que la classe D est la plus contraignante pour les infrastructures puisqu'elle impose que celles-ci puissent être immédiatement utilisées après un séisme de référence. Signalons par ailleurs que la région niçoise est classée en zone sismique II, zone la plus élevée au regard de la sismicité en France métropolitaine [1] (fig. 2). Ces paramètres ont conduit, pour le dimensionnement de ces ouvrages, à réaliser des études sismiques poussées prenant en compte un niveau de séisme correspondant à une accélération nominale de $3,5 \text{ m/s}^2$ [3].



Photo 1b : 1^{er} fléau dans sa position définitive (après rotation)

Étude de diverses solutions de conception parasismique

La conception d'origine

Au stade du Projet d'Ouvrage d'Art, le Pont sur le Var avait fait l'objet d'une conception parasismique basée sur l'emploi d'amortisseurs viscoélastiques dissipateurs d'énergie (fig. 3) disposés selon les deux directions horizontales et sur le positionnement d'un point fixe longitudinal au droit de la culée C0. Dans le cadre d'un avis technique, le Séttra avait émis certaines réserves sur ces choix de conception, insistant en particulier sur le fait que les données géotechniques disponibles n'étaient pas suffisantes pour déterminer avec précision la souplesse de l'appui C0 et que cette souplesse était un élément déterminant dans l'analyse du comportement dynamique global de l'ouvrage. Des sondages complémentaires au moment des études d'exécution ont confirmé les craintes du Séttra en montrant que les hypothèses réalisées sur les caractéristiques des sols de fondation de la culée C0 avaient été trop optimistes et que la possibilité de disposer un point fixe au droit de cet appui était à exclure. La conception parasismique a donc dû être repensée dans sa globalité.

Un processus itératif vers une nouvelle conception

Les premiers schémas conceptuels testés étaient conformes à l'esprit initial du projet (protection parasismique par dispositifs amortisseurs viscoélastiques). La courbure en plan de l'ouvrage ainsi que le comportement fortement non-linéaire des appareils amortisseurs (forces de réactions dépendant des vitesses de sollicitation) ont conduit à réaliser, pour cette étude, une analyse non-linéaire dynamique par pas de temps à partir de logiciels de calcul sophistiqués permettant d'une part d'introduire directement les mouvements du sol en fonction du temps sous la forme d'accélérogrammes (fig. 4) et d'autre part de modéliser les caractéristiques particulières des dispositifs amortisseurs.

Pour cette étude menée en parallèle par le Séttra, le Cete Méditerranée et les bureaux d'études Secoa et Structures chargés des études d'exécution de l'ouvrage, trois accélérogrammes différents ont été utilisés. Ces accélérogrammes, fournis par le Laboratoire de Nice du Cete Méditerranée, ont été calibrés sur une accélération maximale au niveau du sol de $3,5 \text{ m/s}^2$ et ont été choisis pour représenter de façon réaliste les particularités sismologiques et géologiques du site de Saint-Isidore. Les effets des sollicitations sismiques ont été étudiés selon quatre directions différentes (longitudinale, transversale et biaisées). Notons que les

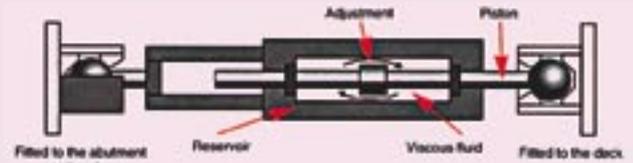


Figure 3 : schéma d'un amortisseur viscoélastique

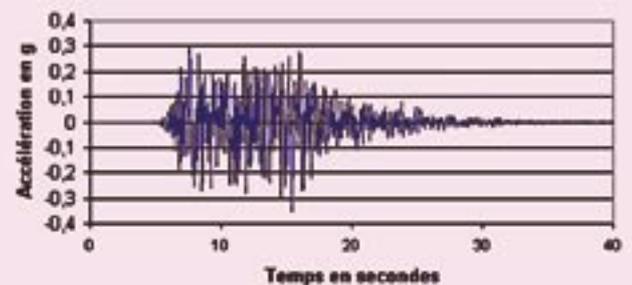


Figure 4 : exemple d'accélérogramme utilisé pour l'analyse dynamique de l'ouvrage

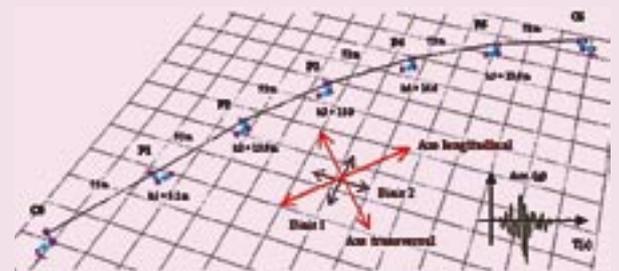


Figure 5 : modèle de calcul simplifié

directions longitudinale (selon la corde de l'ouvrage) et transversale (selon la perpendiculaire à cette corde) sont vite apparues comme étant les plus défavorables et par conséquent dimensionnantes.

L'analyse a été réalisée à partir d'un modèle-poutre simplifié (fig. 5) dont le principal intérêt résidait dans la prise en compte de la courbure en plan de l'ouvrage ainsi que de l'orientation, de la répartition et des caractéristiques mécaniques des différents appareils d'appui. La simplicité du modèle géométrique retenu se justifie par le fait que dans le cadre des choix de conception initiaux, le tablier se comporterait comme un bloc rigide se déplaçant sur des appuis souples (appuis glissants couplés à des ressorts amortisseurs).

Les dispositifs amortisseurs, reliant le tablier à la tête des fûts de pile, ont été choisis dans la gamme des produits disponibles sur le marché à partir desquels le projet initial avait été conçu. On distingue :

- les amortisseurs purs (fig. 6a) dont le comportement se traduit par l'équation :

$$F = C.V^\alpha \quad (1)$$

- les ressorts amortisseurs précontraints (fig. 6b) modélisés par l'équation :

$$F = F_0 + K.X + C.V^\alpha \quad (2)$$

Dans les équations (1) et (2), X et V représentent respectivement le déplacement relatif en mètres et la vitesse relative en mètres par seconde.

La particularité des ressorts précontraints est de pouvoir jouer le rôle de « fusible ». Bien calibrés, ils permettent le blocage du tablier sous les sollicitations de service ; à partir d'une valeur seuil de la force sollicitante (séisme), ils se libèrent pour assurer leur rôle de ressort amortisseur, écrêtant les efforts par assouplissement de la structure et dissipant une importante quantité d'énergie par frottement visqueux.

Diverses solutions ont alors été testées, selon un processus itératif : modification de la position du point fixe, itération sur les caractéristiques mécaniques des appareils amortisseurs, utilisation d'appareils d'appui en élastomère fretté... Pour chaque solution, l'estimation des efforts et des déplacements obtenus sous séisme au niveau de chaque appui et l'analyse des avantages et des faiblesses vis-à-vis du fonctionnement en service et en construction ont finalement abouti à la solution représentée par la figure 7.

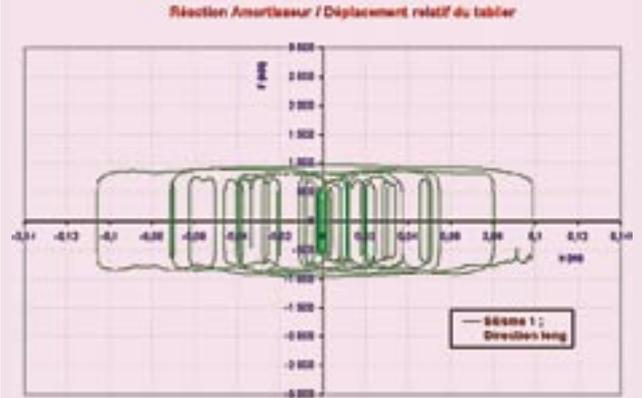


Figure 6a : loi de comportement d'un amortisseur pur

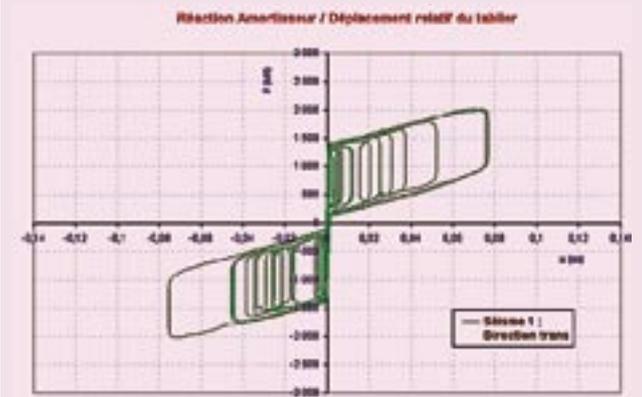


Figure 6b : loi de comportement d'un ressort amortisseur précontraint

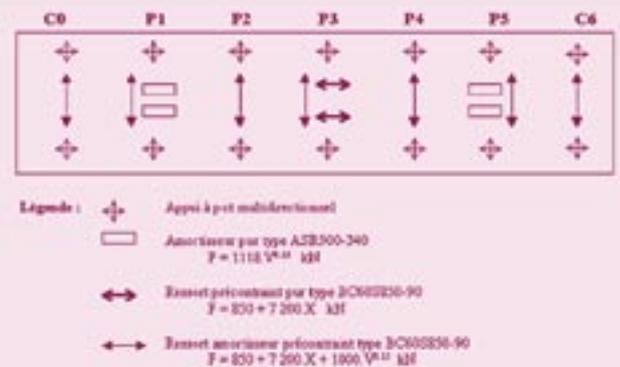


Figure 7 : schéma statique de la solution itérative

Cette solution consistait à disposer des ressorts précontraints longitudinaux sur la pile P3, assurant la fonction de point fixe en service. La fonction amortissement était assurée par quatre amortisseurs purs disposés au droit des appuis P1 et P5. Dans le sens transversal, un ressort amortisseur précontraint était disposé sur chaque appui (fig. 8, photo 3). Selon cette configuration, les efforts obtenus sous séisme dans chacune des directions au niveau de chacun des appuis restaient raisonnables (environ 220 tonnes transversalement sous chaque appui, 300 tonnes longitudinalement sous P3 et 190 tonnes sous P1 et P5). En revanche, la prise en compte des contraintes de construction risquait d'entraîner des problèmes d'encombrement en tête de chevêtres liés à l'emploi sur certaines piles d'appareils amortisseurs dans les deux directions, en particulier sur la pile P1 qui devait servir à la rotation du premier fléau.

En terme d'équilibre énergétique, plus de 85 % de l'énergie sismique absorbée par la structure était dissipée dans les amortisseurs (fig. 9) ; les 15 % restants correspondant à l'amortissement structurel (fissuration, comportement des fondations, radiation dans le sol...). Ces valeurs témoignaient du bon comportement général de l'ouvrage selon cette configuration.

Les avantages et les faiblesses d'une conception basée sur l'emploi de dispositifs amortisseurs

Au cours des 20 dernières années, des travaux de recherche considérables ont été menés de par le monde pour développer des systèmes de protection parasismique innovants destinés à accroître le niveau de sécurité tout en maintenant des coûts de construction raisonnables. Ces systèmes sont essentiellement basés sur les principes d'isolation sismique et de dissipation d'énergie.

Le principe de l'isolation sismique est de dissocier les déplacements du tablier de ceux des appuis grâce des appareils d'appui très souples (élastomères, appuis glissants, ...). Les efforts sont donc filtrés et ne sont pas transmis à la structure. Afin de limiter d'une part les déplacements sous séisme et d'assurer d'autre part un niveau de confort satisfaisant sous les effets du vent et des charges de service, il est généralement nécessaire de coupler les dispositifs isolateurs avec des appareils amortisseurs dissipateurs d'énergie (fig. 10, photo 4). Le bon calibrage de ces appareils permet alors de maintenir à la fois les efforts et les déformations à des niveaux raisonnables.

Le principal avantage de ce type de conception est que la quasi-totalité de l'énergie du tremblement de terre est absorbée dans des appareils mécaniques

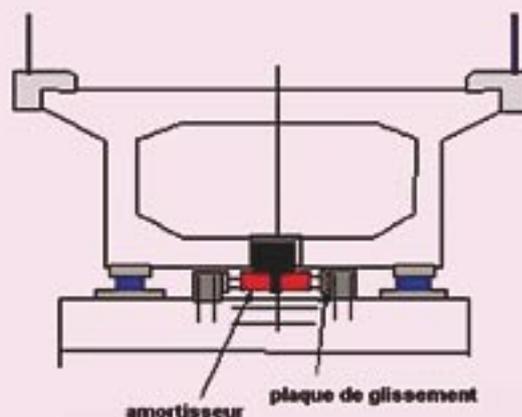


Figure 8 : positionnement des amortisseurs transversaux (cas des appuis C0, P2, P4 et C6)



Photo 3 : amortisseurs précontraints transversaux montés sur un pont à Petra Tou Roumiou (Chypre) selon la même disposition que celle proposée pour P2 et P4

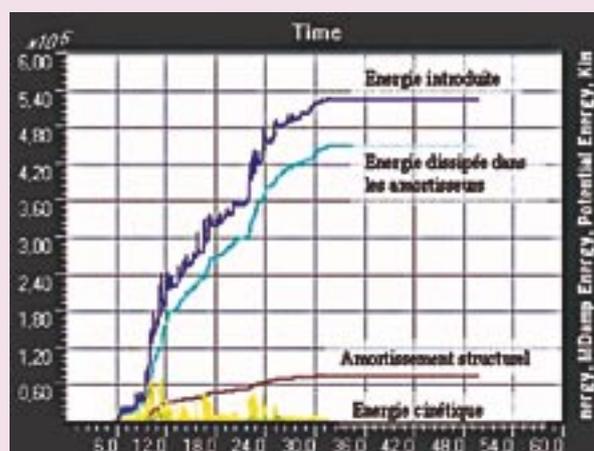


Figure 9 : diagramme énergétique

externes à la structure. Les éléments structurels de l'ouvrage ne subissent alors en théorie aucun dégât et les matériaux restent dans leur domaine élastique de comportement. En cas de séisme majeur, les dispositifs amortisseurs sont facilement inspectés et remplacés si besoin. Notons par ailleurs qu'il s'agit d'appareils mécaniques largement testés en laboratoire et dont les caractéristiques sont donc bien maîtrisées.

En contrepartie, les calculs de dimensionnement sont très complexes et nécessitent des outils puissants (calculs dynamiques non-linéaires). Par manque de retour d'expérience, l'utilisation de ce type de technique étant très récente en génie civil, la mise en œuvre d'une telle conception est encore mal maîtrisée et peu ou pas abordée par les règlements. Son efficacité réelle en cas de séisme majeur n'a d'autre part pas encore pu être mise à l'épreuve. Enfin, le coût important des dispositifs spéciaux réserve généralement leur utilisation aux zones où l'aléa sismique est très important ou aux ouvrages à risque spécial. Rappelons pour fixer les idées que la période de retour d'un séisme fréquent (faible) est généralement estimée à 43 ans, celle d'un séisme occasionnel (moyen) à 72 ans et celle d'un séisme rare (fort) à 475 ans. Par conséquent, les exigences de maintenance et la stabilité des caractéristiques mécaniques des appareils amortisseurs dans le temps constituent des critères déterminants puisque la protection parasismique de l'ouvrage dépend directement du bon fonctionnement de ces dispositifs. L'utilisation très récente de ces appareils ne permet pas de bénéficier du retour d'expérience nécessaire à la connaissance de l'évolution de leur comportement dans le temps.

Dans le cadre du Pont sur le Var, et plus généralement pour la plupart des ouvrages construits en métropole, l'utilisation de dispositifs amortisseurs semble bien luxueuse compte tenu de la faible sismicité française. Elle peut toutefois se justifier par la classe D de l'ouvrage.

La solution ductile

Comme nous l'avons vu précédemment, plusieurs itérations furent nécessaires pour aboutir à une solution de dimensionnement viable et conforme à l'esprit initial du projet (protection parasismique par dispositifs amortisseurs viscoélastiques). Parallèlement à cette étude, une solution plus classique, basée sur la ductilité des matériaux et l'emploi de coefficients de comportement, tel que prescrit par les normes parasismiques actuelles (PS 92), a été proposée et étudiée. Elle a conduit à une nouvelle conception parasismique de l'ouvrage, utilisant des butées de blocage transversal sur chacun des appuis et une butée de blocage longitudinal au niveau de la pile P3. Des amortisseurs longitudinaux au droit de P2 et P4 ont tout de même été conservés afin de limiter les déplacements sous séisme et permettre l'utilisation de joints de chaussée usuels (fig. 11).

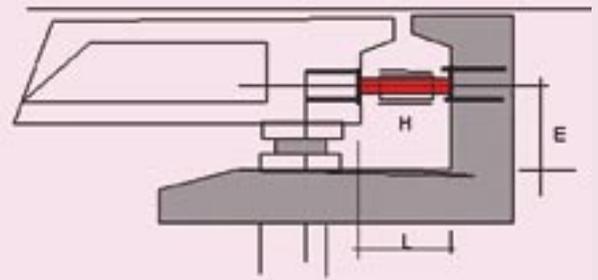


Figure 10 : dispositif amortisseur placé entre le tablier et la culée



Photo 4 : amortisseurs longitudinaux sur le Viaduc de Fella (Italie)

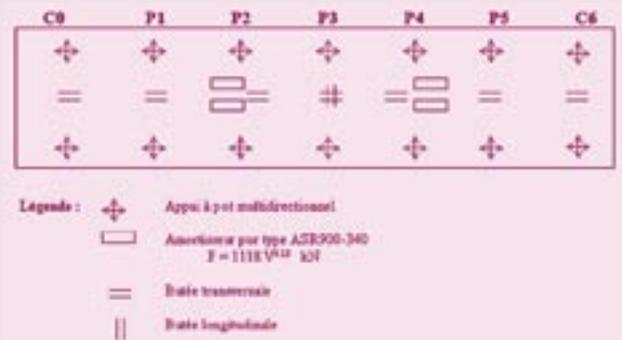


Figure 11 : solution ductile, schéma statique

D'un point de vue purement mécanique, cette solution est quasi-équivalente à la précédente, la fonction «fusible» étant assurée non plus par des ressorts précontraints mais par le développement, à partir d'un niveau d'effort donné, de rotules plastiques en pied de piles. Elle diffère toutefois sensiblement de l'esprit initial du projet par le fait qu'elle autorise des incursions dans le domaine de comportement plastique des matériaux via l'application d'un coefficient de comportement $q > 1$. Ainsi, plutôt que d'être localisée dans des appareils externes, la dissipation d'énergie se manifesterait ici par un endommagement structurel.

Le concept de ductilité représente sans doute aujourd'hui la philosophie de conception la plus largement répandue dans le domaine de la protection parasismique et peut être décrit comme la capacité d'une structure à se déformer de façon inélastique, sans perte significative de résistance, au cours de plusieurs cycles de déplacements. Si la structure présente une ductilité suffisante, il est alors possible de réduire les efforts de dimensionnement (divisés par un coefficient de comportement q de l'ordre de 3) et donc le coût global de l'ouvrage sans remettre en cause sa survie à un séisme donné. Les incursions dans le domaine plastique des matériaux conduisent par ailleurs à une importante dissipation d'énergie par cycles d'hystérésis [2] (fig. 12).

En contrepartie, l'inconvénient principal de la conception ductile est clairement qu'un certain niveau de dégradation, correspondant aux incursions dans le domaine de comportement plastique des matériaux doit être accepté. Si les dispositions constructives parasismiques sont bien appliquées, ces dégradations affecteront essentiellement les zones dites de rotules plastiques généralement localisées en pied de piles (photo 5). Les réparations à envisager pourront aller de l'absence totale d'intervention pour un séisme faible au remplacement de certaines piles pour un séisme majeur, en passant par la simple réfection du béton d'enrobage pour un séisme moyen. On considèrera

généralement qu'un ouvrage de classe D aura rempli sa fonction si les dégâts engendrés restent faibles et facilement réparables et s'ils ne remettent pas en cause la fonctionnalité immédiate du pont après un niveau de séisme réglementaire.

Le choix du maître d'ouvrage

L'opposition des deux types de conception présentés ci-dessus (ductile ou basée sur l'emploi de dispositifs amortisseurs) est un débat récurrent dans la communauté du génie parasismique. De coûts sensiblement différents, elles conduisent aussi à des comportements sous séisme bien distincts et il appartenait donc au Maître d'Ouvrage de trancher en faveur de l'une ou l'autre.

Sur la base des éléments évoqués ci-dessus et sur les conseils de l'équipe technique, la maîtrise d'ouvrage a finalement retenu la **solution ductile**. Notons qu'il s'agit en réalité d'une solution que l'on pourrait qualifier de «mixte» puisqu'elle utilise à la fois le concept de ductilité et l'emploi d'appareils amortisseurs qui apportent une sécurité supplémentaire vis-à-vis des sollicitations longitudinales. Les éléments qui ont motivé ce choix étaient principalement le coût élevé des amortisseurs et les garanties de pérennité de la solution ductile compte tenu de la faible occurrence des séismes en France métropolitaine. A titre d'information, on peut signaler que ce type d'approche mixte est similaire à celles déjà mises en œuvre sur certains viaducs du TGV Méditerranée, notamment les viaducs de Vernègues et de Ventabren [6].

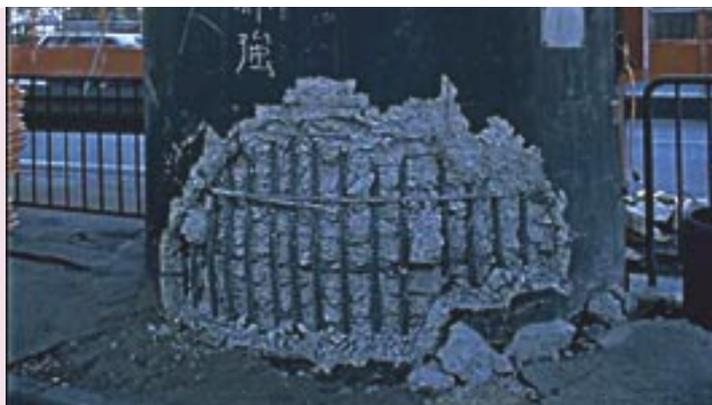


Photo 5 : formation de rotule plastique (Kobe, 1995)

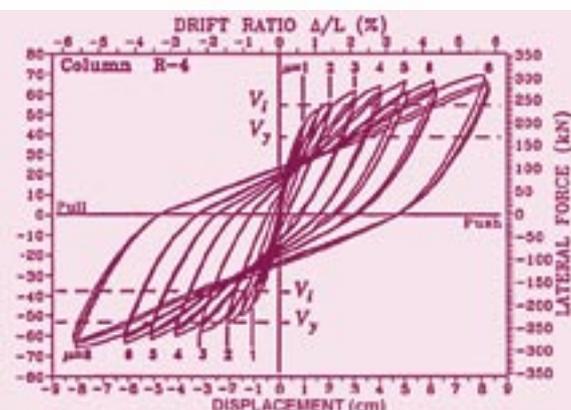


Figure 12 : dissipation d'énergie par hystérésis

Analyse de la structure finale et dimensionnement

Analyse des sollicitations sismiques

Dans la direction transversale, les efforts sont directement transmis depuis le tablier vers les appuis par l'intermédiaire de butées transversales. Le dimensionnement a été réalisé sur la base des sollicitations élastiques déterminées à partir d'une analyse spectrale. Cette étude nécessitait le calcul des modes propres de vibration de l'ouvrage (fig. 13). Les contributions des différents modes ont alors été calculées à partir du spectre de dimensionnement réglementaire [3] correspondant au site d'implantation de l'ouvrage (site S1), et combinées de façon quadratique.

Le calcul des sollicitations sous séisme vertical a été effectué sur le même principe, à ceci près que l'accélération nominale a_N a été remplacée par $0,7 a_N$ et que le spectre utilisé n'était plus le spectre de dimensionnement mais le spectre de réponse élastique, conformément à la réglementation en vigueur [3].

Dans la direction longitudinale, la présence des amortisseurs au droit des piles P2 et P4 a imposé pour l'analyse un calcul dynamique par pas de temps à partir des trois accélérogrammes décrits précédemment (cf. § 2.2). Les efforts retenus correspondent à l'enveloppe des réponses obtenues pour ces trois accélérogrammes.

Les effets du séisme selon les trois directions principales ont alors été combinés en définissant une direction de séisme prépondérante (affectée d'un coefficient

pondérateur égal à 1) et deux directions concomitantes (affectées d'un coefficient de 0,3) ; ce qui conduit finalement aux trois combinaisons suivantes :

$$E_1 = E_L \pm 0,3 E_T \pm 0,3 E_V$$

$$E_2 = E_T \pm 0,3 E_L \pm 0,3 E_V$$

$$E_3 = E_V \pm 0,3 E_L \pm 0,3 E_T$$

où E_L , E_T et E_V représentent respectivement les effets des séismes longitudinal, transversal et vertical. Les efforts retenus correspondent à l'enveloppe de ces combinaisons [1].

Principes de dimensionnement

Ductilité et dispositions constructives

Le principe de ductilité [1], [2], [4] est basé sur le fait qu'au cours d'un séisme, les déplacements obtenus lorsque la structure se plastifie sont identiques à ceux que l'on obtient par l'analyse élastique. La sollicitation sismique se traduit donc en terme de déplacement (fig. 14). On peut alors opter pour un comportement plastique (non-linéaire) des matériaux, ce qui permet de diviser les efforts issus de l'analyse élastique par un coefficient q , dit de comportement, dont la valeur est de l'ordre de 3 pour des fûts de pile en béton armé.

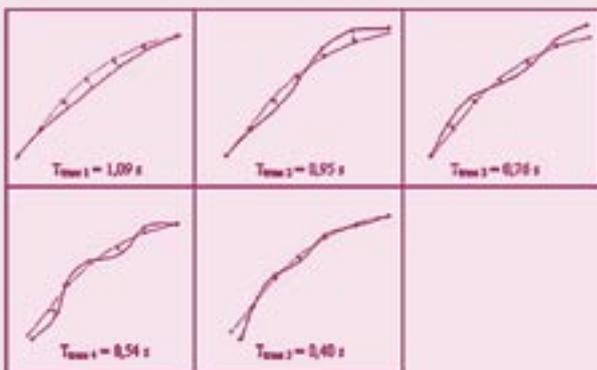


Figure 13 : principaux modes de vibration transversaux

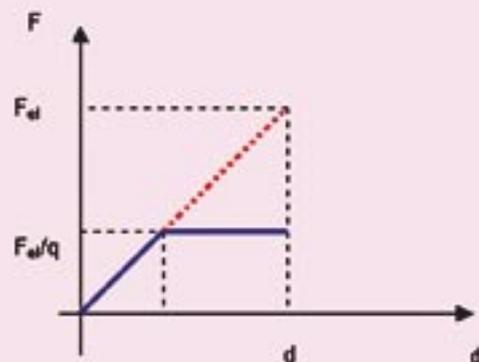


Figure 14 : théorie du coefficient de comportement



Photo 6 : ferrailage des zones de rotules plastiques (≅ 340 kg/m³)

En contrepartie, il faut s'assurer que la structure présente une ductilité suffisante, c'est-à-dire qu'elle est capable de supporter, sans perte de résistance, un niveau de déformation plastique important. Ceci est réalisé par le biais de dispositions constructives particulières et relativement contraignantes, parmi lesquelles on peut citer l'augmentation des longueurs d'ancrage et de recouvrement des aciers passifs ainsi que une densité très importante du ferrailage transversal dans les zones potentielles de rotules plastiques (photo 6) qui a conduit ici à une densité totale d'armatures passives de l'ordre de 340 kg/m³ dans ces éléments.

Ce ferrailage transversal a une fonction triple :

- confiner le béton,
- supprimer le risque de flambement des armatures longitudinales,
- augmenter de façon significative la résistance à l'effort tranchant.

Notons que le coefficient de comportement appliqué pour le dimensionnement des culées était de $q=1$, conformément à la réglementation en vigueur [1]. Nous avons aussi vérifié que la force maximale transmise par les amortisseurs dans leur direction n'était pas suffisante pour entraîner la plastification et par conséquent l'assouplissement des fûts de pile sur lesquels ils sont fixés. Cette condition est nécessaire au

bon fonctionnement de ces dispositifs dont la raideur doit rester faible par rapport à celle des éléments qu'ils relient.

Dimensionnement en capacité

Le principe de conception ductile s'accompagne généralement du concept de dimensionnement en capacité [2], [4]. Ce concept qui permet de protéger les sections a priori non ductiles de l'ouvrage peut être décrit simplement par le schéma de la figure 15. Sur ce schéma, on note que quelle que soit la force F appliquée, l'effort dans les chaînons 1 et 3 (verts) sera limité à la valeur du palier plastique F_2 du chaînon ductile (rouge). Il suffit alors de dimensionner ces chaînons pour une force $F_1 = F_3 = \gamma_0 \cdot F_2$ où γ_0 (de l'ordre de 1,2) est appelé coefficient de surcapacité. Une sécurité supplémentaire est apportée vis-à-vis des risques de ruptures fragiles (dimensionnement à l'effort tranchant, butées parasismiques...) par l'intermédiaire d'un coefficient de sécurité γ_R valant 1,4 [1].

Considérons ici que la force F représente l'agression sismique, que la chaîne symbolise l'ensemble de la structure et que le maillon ductile correspond aux zones de rotules plastiques, dimensionnées à partir du coefficient de comportement. Une simple analogie permet de garantir que si le concept de dimensionnement en capacité est correctement appliqué alors, quel que soit le niveau de séisme envisagé, les efforts dans les différentes sections de l'ouvrage n'excéderont pas une certaine valeur qui dépend uniquement des caractéristiques intrinsèques de la structure (palier plastique des rotules). Ce principe est particulièrement intéressant en conception parasismique compte tenu des incertitudes liées à la nature même des sollicitations. Il permet par ailleurs de maîtriser l'endommagement, tant du point de vue de sa localisation (zones de rotules plastiques en pied

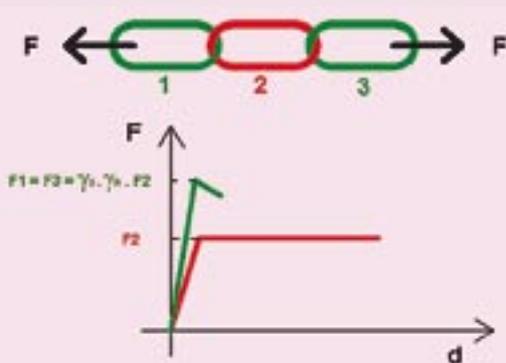


Figure 15 : principe du dimensionnement en capacité

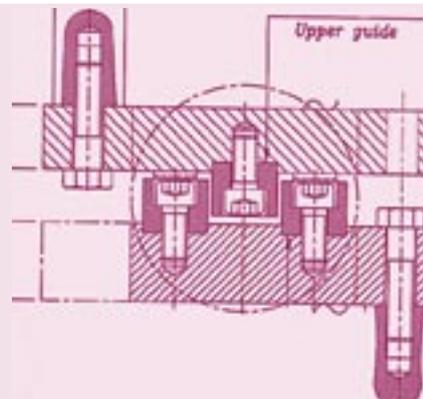


Figure 16 : schéma des butées transversales métalliques

de piles) que de son mécanisme (mécanisme de flexion privilégié).

L'application des principes de ductilité et de dimensionnement en capacité a finalement conduit à dimensionner les butées transversales pour des efforts de l'ordre de 700 tonnes et à utiliser pour ces butées des profilés métalliques (fig. 16, photo 7). Les zones de fixation des butées et des amortisseurs sur les parties structurelles de l'ouvrage (tablier, chevêtres) ont dû aussi faire l'objet d'un soin particulier (photo 8).

Conclusion et pistes d'analyses supplémentaires

Une analyse sophistiquée a conduit pour la conception du Pont sur le Var à Saint-Isidore à retenir une solution «mixte» basée à la fois sur la ductilité des matériaux et sur l'emploi dans la direction longitudinale de dispositifs amortisseurs apportant une sécurité supplémentaire. L'application de la méthode des coefficients de comportement et du principe de dimensionnement en capacité devraient permettre de garantir en cas de séisme violent, le bon comportement général de l'ouvrage et sa fonctionnalité immédiate.

Notons que d'un point de vue sécuritaire, l'utilisation des coefficients de comportement pour traduire les incursions des matériaux dans leur domaine de comportement plastique est tout à fait acceptable. Elle constitue d'ailleurs la méthode de dimensionnement sismique la plus répandue puisqu'elle est à la base de la majorité des règlements nationaux et internationaux ; ces mêmes règlements n'imposant une analyse plus poussée que pour des cas bien particuliers. D'un point de vue plus scientifique, la méthode présente cependant des lacunes évidentes

au niveau de la prise en compte de paramètres tels que l'assouplissement structurel, la redistribution des efforts au sein de la structure ou encore le contrôle des déformations dans les zones plastifiées. Il sera donc intéressant dans le cadre de travaux de recherche fondamentale, de compléter le calcul réalisé par des méthodes statiques non-linéaires de type «push-over» ou un calcul non-linéaire dynamique direct, et de comparer les sollicitations obtenues par ces différentes approches analytiques aux efforts qui ont servi à dimensionner l'ouvrage ■

Références

- [1] Ponts courants en zone sismique – Guide de conception Sétra – SNCF.
- [2] Priestley, Seible, Calvi : Seismic Design and Retrofit of Bridges – New York : Wiley 1996.
- [3] Guide AFPS 92 pour la protection parasismique des ponts – Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- [4] Eurocode 8 «Conception et dimensionnement des structures pour leur résistance aux séismes», ENV 1998-1-1, Comité Européen de normalisation, Bruxelles, 1994.
- [5] Site internet de la DDE 06, <http://www.alpes-maritimes.equipement.gouv.fr/index.htm>.
- [6] «Prise en compte de l'aléa sismique pour la réalisation de l'infrastructure du TGV Méditerranée» – Revue générale des chemins de fer – 0035-3183/99/02/.

Crédit photos : Sétra : figures 1, 4, 5, 6a, 6b, 7, 8, 9, 10, 11, 13, 14, 15 - DDE 06 ETN RN202bis : photos 1a, 1b, 2, 6, 7, 8, figure 16 - JARRET : photo 3, figure 3 - FIP Industriale : photo 4 - Site internet EQiS (nisee.berkeley.edu/eqiis.html) : photo 5 - Priestley et al. [2] : figure 12.



Photo 7 : butée transversale disposée sur la culée C0



Photo 8 : pile P1, chevêtre et bossage pour butée transversale