

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

جامعة أبي بكر بلقايد – تلمسان –

Université Aboubakr Belkaïd – Tlemcen –

Faculté de TECHNOLOGIE



MEMOIRE

Présenté pour l'obtention du **diplôme** de **MASTER**

En : Génie Civil

Spécialité : Structure

Par : Zegnouni Abderezzak & Bettahar Nourhene Yamina

Sujet

Investigation numérique de l'effet de goujon dans les poutres en béton armé

Soutenu publiquement, le 23 / 06 /2026, devant le jury composé de :

M. Matallah Mohammed	Prof.	Université de Tlemcen	Président
Mme. Benadla Zahira	Prof.	Université de Tlemcen	Examinatrice
M. Belbachir Ahmed	MCA	Université de Tlemcen	Encadrant
M. Bessaid Mohammed Ibrahim	DR	Université de Tlemcen	Co-Encadrant

Année universitaire : 2025 /2026

REMERCIEMENTS

Avant toute chose, nous remercions Dieu Tout-Puissant de nous avoir donné la force, le courage et la patience nécessaires pour mener à bien ce travail.

Nous tenons à exprimer notre profonde gratitude à nos encadrants, Mr BELBACHIR Ahmed et Mr BESSAID Ibrahim Mohammed, pour leur accompagnement, leur disponibilité, leurs précieux conseils ainsi que leur soutien tout au long de la réalisation de ce mémoire. Leur rigueur scientifique, leurs orientations et leurs encouragements ont grandement contribué à l'aboutissement de ce travail.

Nous adressons également nos sincères remerciements à Mr MATALLAH Mohamed, président du jury, pour l'honneur qu'il nous fait en présidant ce travail.

Nos remerciements vont aussi à Mme BENADLA Zahira, examinatrice, pour l'intérêt porté à notre travail ainsi que pour le temps consacré à son évaluation.

DEDICACES

À nos parents, dont les sacrifices silencieux, la tendresse constante et leur soutien inconditionnel ont été le socle de notre réussite.

À nos familles, pour leur soutien sans faille, leur patience exemplaire et leur confiance inébranlable.

À nos encadrants Mr BELBACHIR Ahmed et Mr BESSAID Ibrahim Mohammed, pour leur accompagnement scientifique rigoureux, leurs orientations précieuses et l'exigence intellectuelle qu'ils nous ont transmise.

À nos amis et toutes les personnes qui ont contribué, de près ou de loin, à l'aboutissement de ce travail.

Et surtout, à nous-mêmes, pour la persévérance, la discipline et la solidarité qui ont permis de transformer cet effort commun en réalisation académique.

Résumé

Parmi les mécanismes qui interviennent dans la résistance au cisaillement, l'effet de goujon joue un rôle significatif après la fissuration du béton. Ce travail porte sur l'analyse numérique de l'effet de goujon dans les poutres en béton armé soumises au cisaillement. L'étude vise à mieux comprendre la contribution de ce mécanisme au transfert des efforts à travers les fissures, ainsi que son influence sur le comportement post-fissuration. Une modélisation non linéaire sous Cast3M, intégrant l'interaction acier-béton, la fissuration et l'endommagement du béton, a permis d'examiner l'effet du diamètre des armatures longitudinales, de la rigidité initiale et de la localisation des dommages. Les résultats montrent que l'augmentation du diamètre améliore la capacité de goujon, tout en modifiant la réponse mécanique globale. Malgré certaines simplifications, le modèle reproduit de manière satisfaisante les tendances expérimentales et constitue un outil pertinent pour l'étude de ce phénomène.

Les Mots clés : Effet de goujon, béton armé, cisaillement, modélisation numérique, comportement non linéaire, interaction acier-béton, fissuration.

ملخص

من بين الآليات التي تساهم في مقاومة القص، يلعب تأثير الوتد دوراً مهماً بعد تشقق الخرسانة. يركز هذا العمل على التحليل العددي لتأثير الوتد في الكمرات الخرسانية المسلحة المعرضة للقص. وتهدف الدراسة إلى فهم أفضل لمساهمة هذه الآلية في نقل القوى عبر الشقوق، وكذلك تأثيرها في السلوك بعد التشقق. وقد تم تطوير نموذج لخطي باستخدام Cast3M، يأخذ بعين الاعتبار التفاعل بين الفولاذ والخرسانة، والتشقق، وتضرر الخرسانة، من أجل دراسة تأثير قطر قضبان التسليح الطولي، والصلابة الابتدائية، وتركز الضرر. وتُظهر النتائج أن زيادة قطر القضيب تعزز مقاومة تأثير الوتد، مع تغيير الاستجابة الميكانيكية العامة. ورغم بعض التبسيطات، فإن النموذج يعكس بشكل مرضٍ الاتجاهات التجريبية، ويُعد أداة مناسبة لدراسة هذه الظاهرة.

الكلمات المفتاحية: تأثير الوتد، الخرسانة المسلحة، القص، النمذجة العددية، السلوك غير الخطي، تفاعل فولاذ-خرسانة، التشقق.

Abstract

Among the mechanisms contributing to shear resistance, dowel action plays a significant role after concrete cracking. This work focuses on the numerical analysis of dowel action in reinforced concrete beams subjected to shear. The study aims to better understand the contribution of this mechanism to force transfer across cracks, as well as its influence on post-cracking behavior. A nonlinear Cast3M model, incorporating steel-concrete interaction, cracking, and concrete damage, was developed to examine the effect of longitudinal bar diameter, initial stiffness, and damage localization. The results show that increasing the bar diameter enhances dowel capacity while modifying the overall mechanical response. Despite certain simplifications, the model satisfactorily reproduces the experimental trends and constitutes a relevant tool for the study of this phenomenon.

Keywords : Dowel action, reinforced concrete, shear, numerical modeling, nonlinear behavior, steel-concrete interaction, cracking.

Table des matières

REMERCIEMENTS	I
DEDICACES	II
Résumé.....	III
ملخص	III
Abstract	III
Table des matières.....	IV
Table des figures	VII
Liste des tableaux.....	X
Introduction générale	1
Chapitre 1 : synthèse bibliographique	4
1.1. Introduction du chapitre	5
1.2. Analyse bibliométrique	5
1.2.1. Résultats et discussion.....	5
1.2.2. Positionnement du mémoire à partir des groupes thématiques.....	10
1.3. Effort tranchant en béton armé	10
1.3.1. Rupture par effort tranchant.....	11
1.3.2. Types de fissures inclinées.....	12
1.4. Mécanismes de transfert du cisaillement dans les poutres en béton armé	13
1.4.1. Zone comprimée et contribution du béton	15
1.4.2. Engrènement des granulats	16
1.5. Effet de goujon.....	19
1.6. Modèles expérimentaux et analytiques de l'effet de goujon	22
1.6.1. Krefeld et Thurston (1966)	22
1.6.2. Taylor (1969)	23
1.6.3. Autrup & al (2023).....	24
1.6.4. Pejatović & Muttoni (2024).....	25
1.6.5. Tableau de synthèse comparative des modèles.....	28
1.6.6. Action de chaînette	30

1.7. Traitement de l'effet de goujon dans les codes.....	31
1.7.1. Eurocode 2-2005.....	32
1.7.2. Code ACI 318	34
1.7.3. Fédération Internationale de Béton « FIB ».....	35
1.8. Conclusion :	37
Chapitre 2 : Campagnes expérimentales de référence	39
2.1. Introduction du chapitre	40
2.2. Justification du choix des campagnes expérimentales.....	40
2.3. Campagne de référence n°1 : Autrup et al. (2023).....	41
2.3.1. Objectif scientifique.....	42
2.3.2. Conception des éprouvettes	42
2.3.3. Procédure d'Essai	43
2.3.4. Variables étudiées	49
2.3.5. Résultats clés utiles pour la validation.....	50
2.3.6. Limites et précautions d'interprétation	51
2.4. Campagne de référence n°2 : Pejatović & Muttoni (2024).....	52
2.4.1. Objectif scientifique.....	53
2.4.2. Conception des éprouvettes	53
2.4.3. Procédure d'Essai	56
2.4.4. Instrumentation	56
2.4.5. Essais monotones.....	57
2.4.6. Limites et précautions d'interprétation	61
2.5. Synthèse comparative des deux campagnes	62
2.5.1. Variables communes et variables spécifiques.....	62
2.5.2. Grandeurs retenues pour la validation	63
2.6. Conclusion du chapitre	64
Chapitre 3 : Modélisation numérique	66
3.1. Introduction du chapitre	67
3.2. Analyse numérique	67

3.2.1. Outils d'analyse	67
3.2.2. Maillage	68
3.2.3. Lois de comportement.....	69
3.2.4. Conditions aux limites	70
3.2.5. Mode de chargement.....	73
3.2.6. Interprétation et discussion des résultats.....	73
3.2.6.1. Modèle expérimental de Pejatović & Muttoni	73
3.2.6.2. Modèle expérimental d'Autrup et al	77
3.3. Validation réglementaire des modèles étudiés.....	81
3.3.1. Influence du diamètre des armatures	82
3.3.2. Influence de la ductilité.....	82
3.3.3. Comparaison de l'endommagement et de la fissuration	83
3.3.4. Comparaison par rapport aux règlements	84
3.4. Conclusion du chapitre	85
Conclusion Générale	86
Références Bibliographiques.....	89

Table des figures

Chapitre 1

Figure 1.1 : Visualisation du réseau de co-occurrence des mots-clés relatifs au mécanisme d'effet de goujon, au transfert du cisaillement et au comportement des structures en béton armé (23-05-2026)	6
Figure 1.2 : Visualisation du réseau de co-citation relatifs au mécanisme d'effet de goujon, au transfert du cisaillement et au comportement des structures en béton armé (23-05-2026).....	10
Figure 1.3 : Rupture d'une poutre par cisaillement sous l'effet d'une fissure diagonale d'interface [1].	11
Figure 1.4 : Mode de rupture en fonction du rapport a/d [3].	12
Figure 1.5 : Types de fissures inclinées (a) fissuration de cisaillement d'âme, (b) fissuration de flexion-cisaillement [5].....	13
Figure 1.6 : Répartition linéaire des contraintes normales et les contraintes de cisaillement [3].....	14
Figure 1.7 : Forces agissant sur le corps libre délimité par la fissure critique de cisaillement [7].	14
Figure 1.8 : Les Effets de la résistance à la compression du béton sur la résistance au cisaillement [8].	15
Figure 1.9 : Mode de rupture d'une poutre en béton armé par cisaillement et compression [10].	16
Figure 1.10 : (a) Détails des points de mesure utilisés pour déterminer la cinématique de la fissure (b) Décomposition du déplacement des lèvres de la fissure en ouverture de fissure w et en glissement de cisaillement δt [11].	16
Figure 1.11 : (a) Contrainte résiduel du béton fissuré et (b) propagation d'une fissure dans le béton [11]	17
Figure 1.12 : Comportement de l'effet de goujon induit par la présence d'une fissure (image générée avec l'aide d'un outil d'IA).	19
Figure 1.13 : Paramètres influençant l'effet de goujon (image générée avec l'aide d'un outil d'IA).	20
Figure 1.14 : Effet de la quantité d'aciers longitudinaux sur l'effort tranchant [18]	21
Figure 1.15 : Essais de Krefeld et Thurston (1966), montage expérimental [11].	22
Figure 1.16 : Essais de Taylor (1969), montage expérimental [11].	24
Figure 1.17 : Essai d'Autrup (2023), montage expérimental [11].	25
Figure 1.18 : Essai de Pejatović (2024), montage expérimental [15].	26
Figure 1.19 : Fonctions de résistance (courbe charge-déplacement) [21].	31
Figure 1.20 : Treillis équivalent de Ritter-Morsch [23].	33
Figure 1.21 : Le mécanisme de l'effet de goujon au niveau d'une interface de cisaillement (a) flexion [26].	35
Figure 1.22 : Le mécanisme de l'effet de goujon au niveau d'une interface de cisaillement (b) flambement [26].	36

Chapitre 2

Figure 2.1 : (a) Déplacement transversal, Δy , d'une barre d'armature et (b) essai typique de goujon issu de la littérature [7].	41
--	----

Figure 2.2 : Schéma des forces agissant sur les éprouvettes en corps libre [11].	44
Figure 2.3 : Dispositif d'essai, détails de la géométrie et forces agissant sur l'éprouvette [7].	45
Figure 2.4 : (a) relation force-déplacement mesurée pour l'effort initial et l'effort de goujon, ainsi que le déplacement vertical de la partie inférieure de l'éprouvette au niveau de la fissure préexistante [7].	46
Figure 2.5 : Comparaison entre la relation estimée et l'ajustement lissé entre V_{init} et $\sigma_{s,init}$ selon l'Eq 2.1 [7].	46
Figure 2.6 : Cinématique de fissuration et réponse force-déplacement de goujon pour 2 essais représentatifs : (a) B.20.30.20.A et (b) B.20.30.80.B [7].	47
Figure 2.7 : Cinématique de fissuration mesurée et réponse force de goujon-déplacement de goujon pour (a) l'éprouvette B.16.05.80.A, (b) l'éprouvette B.16.10.80.A, (c) l'éprouvette B.16.30.80.B et (d) l'éprouvette B.16.50.80.A [7].	48
Figure 2.8 : Mesure de déplacement du goujon (dowel displacement) à partir des mesures de corrélation d'image numérique (DIC - Digital Image Correlation)[7].	49
Figure 2.9 : Relation force de goujon-déplacement de goujon mesurée pour les essais des éprouvettes avec (a) différents niveaux d'activation de l'armature tendue, $\sigma_{s,init}$, (b) différentes distances de la fissure préfabriquée à l'appui, x_1 et $\varnothing l=16$ mm, et (c) différents x_1 et $\varnothing l=12$ mm [7].	51
Figure 2.10 : (a) Fissures dues à la torsion dans le viaduc de Weyermannshaus (Berne, Suisse) et (b-e) autres cas où l'effet de goujon peut se produire [15].	52
Figure 2.11 : Dispositif expérimental et éprouvettes [15].	54
Figure 2.12 : Géométrie des éprouvettes, disposition des armatures et forces appliquées pour des angles de 90° , 45° et 70° [15].	55
Figure 2.13 : Courbes contrainte-déformation de l'acier d'armature [15].	56
Figure 2.14 : Dispositif de mesure : (a) fibres optiques collées sur la barre d'armature ; (b) système (DIC) et capteurs LVDT mesurant les rapports $\delta_{ } / \delta_{\perp}$ [15].	57
Figure 2.15 : Résultats expérimentaux sous chargement monotone : force de goujon V_{dow} et effort axial global N en fonction du déplacement transversal, (a, c) réponse élastique et plastique jusqu'à un déplacement $\Delta y = 3$ mm, (b, d) réponse complète jusqu'à la rupture [15].	58
Figure 2.16 : (a), (b) Développement de l'action en chaînette au cours des essais monotones en fonction du déplacement transversal, (g) domaine de plastification d'une section transversale circulaire d'armature [15].	59
Figure 2.17 : Évolution de la contrainte de cisaillement dans l'armature en fonction du déplacement transversal normalisé : (a) phase de rigidité initiale ; (b) réponse globale jusqu'à la rupture ; (c) protocole de chargement en déplacement appliqué lors des essais monotones [15].	60
Figure 2.18 : contrainte de cisaillement dans la barre d'armature en fonction du déplacement transversal normalisé pour deux éprouvettes présentant différents diamètres de barre ($\varnothing l = 14$ mm et 20 mm), (a) rigidité initiale, (b) comportement complet [15].	60

Figure 2.19 : contrainte de cisaillement dans la barre d'armature en fonction du déplacement transversal normalisé pour deux éprouvettes présentant différents diamètres de barre ($\varnothing = 14$ mm et 20 mm), (a) rigidité initiale, (b) comportement complet [15].	61
Figure 2.20 : Diagramme d'interaction moment-effort normal (M-N) de la section transversale critique [15].	61

Chapitre 3

Figure 3.1 : Maillage selon le modèle de Pejatović & Muttoni.	68
Figure 3.2 : Maillage selon le modèle d'Autrup & al.	68
Figure 3.3 : Réponse uniaxiale d'un béton standard soumis à un cycle de chargement traction-compression [48].	69
Figure 3.4 : Diagramme contrainte-déformation élasto-plastique [48].	70
Figure 3.5 : Représentation des faces à déplacements imposés sur le maillage (Pejatović & Muttoni).	71
Figure 3.6 : Représentation des faces à déplacements imposés sur le maillage (Autrup & al).	72
Figure 3.7 : Réponse force-déplacement sous l'effet de la variation du diamètre.	74
Figure 3.8 : Modélisation numérique reproduit de du modèle expérimentale de Pejatović & Muttoni.	75
Figure 3.9 : Illustration de la propagation de la fissure dans le modèle expérimental.	76
Figure 3.10 : Illustration de la propagation de la fissure dans le modèle numérique.	76
Figure 3.11 : Réponse force-déplacement sous l'effet de la variation du diamètre des essais expérimentaux.	77
Figure 3.12 : Réponse force-déplacement numérique en fonction de la variation du diamètre du goujon.	78
Figure 3.13 : Modélisation numérique reproduit de du modèle expérimental d'Autrup et al.	79
Figure 3.14 : Illustration de la propagation de la fissure dans le modèle expérimental.	80
Figure 3.15 : Illustration de la propagation de la fissure dans le modèle numérique.	80
Figure 3.16 : Réponse force-déplacement du modèle d'Autrup et al.	81
Figure 3.17 : Réponse force-déplacement du modèle de Pejatović et Muttoni.	82
Figure 3.18 : Localisation de l'endommagement dans les modèles étudiés.	83

Liste des tableaux

Tableau 1.1 : Nombre des documents les plus co-cités.....	9
Tableau 1.2 : Mode de repture en fonction de a/d.....	11
Tableau 1.3 : Tableau comparative.....	29
Tableau 2.1 : La géométrie et les propriétés des matériaux des éprouvettes.	43
Tableau 2.2 : Formulation du béton.....	44
Tableau 2.3 : Interprétation des résultats d'Autrup et al.	52
Tableau 2.4 : Propriétés des essais d'effet de goujon (série DP).....	54
Tableau 2.5 : Interprétation des résultats de Pejatović & Muttoni.	62
Tableau 2.6 : Variables communes.....	62
Tableau 2.7 : Variables spécifiques à Autrup & al.	63
Tableau 2.8 : Variables spécifiques à Pejatović & Muttoni.....	63
Tableau 2.9 : Grandeurs expérimentales.....	64
Tableau 3.1 : Récapitulatif des déplacements imposés par face (Pejatović).....	71
Tableau 3.2 : Récapitulatif des déplacements imposés par face (Autrup).....	71
Tableau 3.3 : Modes de chargement.....	72
Tableau 3.4 : Effet du diamètre sur l'effort de goujon.....	82
Tableau 3.5 : Tableau récapitulatif des propriétés des matériaux.....	84
Tableau 3.6 : Tableau comparatif des modèles étudiés et du règlement.....	84

Introduction générale

Les poutres en béton armé constituent des éléments structuraux essentiels dans les ouvrages de génie civil, assurant la transmission des efforts verticaux et horizontaux vers les appuis. Sous l'action des charges, ces éléments sont soumis principalement à des efforts de flexion et de cisaillement, conduisant à l'apparition de fissures inclinées dans les zones sollicitées au cisaillement.

Traditionnellement, la résistance au cisaillement des poutres en béton armé est expliquée par plusieurs mécanismes complémentaires, notamment la contribution du béton non fissuré, l'effet d'engrènement des granulats (aggregate interlock) la friction au niveau des fissures (shear friction), la contribution des armatures transversales, ainsi que l'effet de goujon (dowel action) assuré par les armatures longitudinales traversant les fissures.

Parmi ces mécanismes, l'effet de goujon qui joue un rôle particulièrement important après la fissuration, en permettant le transfert d'efforts de cisaillement à travers les barres longitudinales agissant comme des goujons encastrés dans le béton. Toutefois, ce mécanisme reste complexe à modéliser en raison des phénomènes non linéaires associés, tels que la plastification de l'acier, l'écrasement local du béton, la dégradation de l'adhérence acier-béton et l'évolution des fissures.

Malgré les nombreuses études expérimentales et analytiques menées depuis plusieurs décennies (Krefeld et al., Autrup et al...), la prise en compte explicite de l'effet de goujon dans les règlements de calcul, tels que l'Eurocode 2 ou le fib Model Code, ACI, demeure souvent simplifiée ou implicite. Ce mémoire vise à développer et à valider, à partir de campagnes expérimentales de référence, un cadre d'analyse numérique de l'effet de goujon dans les poutres en béton armé. L'objectif n'est pas d'isoler artificiellement ce mécanisme de toute la physique du cisaillement, mais d'en quantifier le rôle, les limites et la sensibilité aux paramètres mécaniques les plus influents.

Problématique

Bien que l'effet de goujon constitue un mécanisme important dans la résistance au cisaillement des poutres en béton armé, sa contribution reste difficile à quantifier avec précision dans les approches de calcul actuelles. Les modèles réglementaires tels que le fib Model Code, l'ACI 318, l'EC2 (Eurocode 2), etc. , fondés sur des formulations globales et empiriques, intègrent ce phénomène de manière implicite, sans distinguer clairement sa part

spécifique par rapport aux autres mécanismes de transfert des efforts. Dans ce contexte, ce travail vise à répondre à la problématique suivante :

Dans quelle mesure les modèles analytiques et numériques existants permettent-ils de reproduire fidèlement le comportement réel de l'effet de goujon observé expérimentalement, et comment cette contribution peut-elle être mieux prise en compte dans l'évaluation de la résistance au cisaillement des poutres en béton armé ?

Hypothèse

- ❖ L'effet de goujon contribue significativement à la résistance au cisaillement post-fissuration, notamment lorsque les fissures traversent transversalement les armatures longitudinales.
- ❖ Cette contribution dépend du diamètre des armatures, du niveau de traction initiale et de la rigidité relative acier-béton.
- ❖ Les modèles numériques non linéaires (endommagement du béton, plasticité de l'acier, interface acier-béton) reproduisent fidèlement le mécanisme de goujon, quel que soit le type de chargement.
- ❖ Les règlements sous-estiment ou intègrent implicitement l'effet de goujon, sans distinguer la contribution du diamètre des armatures ni de la cinématique de fissure.

Objectifs

❖ Objectif Principal

Réaliser une investigation numérique approfondie de l'effet de goujon dans les poutres en béton armé, afin de mieux comprendre son rôle dans le transfert des efforts de cisaillement et d'évaluer sa contribution à la capacité portante globale des éléments structuraux.

❖ Objectifs Méthodologiques

- Utiliser un modèle numérique non linéaire capable de représenter fidèlement le comportement acier-béton, incluant la fissuration et le contact entre matériaux.
- Analyser l'influence des paramètres géométriques et mécaniques des armatures longitudinales sur l'effet de goujon.

❖ Objectifs de Validation

- Comparer les résultats numériques avec les modèles analytiques existants, notamment ceux proposés par Autrup et al. et Marko Pejatovic.
- Évaluer la cohérence entre les résultats obtenus et les prescriptions des règlements techniques (Eurocode 2, fib Model Code).

❖ Objectifs de Proposition

Proposer des pistes d'amélioration pour une meilleure prise en compte de l'effet de goujon dans le dimensionnement des structures en béton armé.

Structure du mémoire

Ce mémoire est organisé comme suit:

Le premier chapitre (Synthèse bibliographique) :

Ce chapitre pose les fondements théoriques de l'étude. Il débute par une analyse bibliométrique positionnant le mémoire dans le paysage des recherches sur le cisaillement. Il aborde les principaux mécanismes intervenant dans le transfert de l'effort tranchant, avec un intérêt particulier porté à l'effet de goujon, tout en exposant les approches théoriques, expérimentales et réglementaires développées dans la littérature.

Le deuxième chapitre (Campagnes expérimentales de référence) :

Ce chapitre est consacré à la présentation et à l'analyse des campagnes expérimentales de référence retenues pour cette étude. Il met en évidence les principales caractéristiques des essais ainsi que les résultats nécessaires à la validation de l'approche numérique adoptée.

Le troisième chapitre (Modélisation numérique) :

Le troisième chapitre traite de la modélisation numérique mise en œuvre pour simuler le comportement étudié à l'aide du logiciel Cast3M. Il décrit la méthodologie adoptée, les hypothèses de calcul ainsi que les paramètres numériques utilisés pour reproduire les observations expérimentales. Une comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux est ensuite présentée et discutée.

Chapitre 1 : synthèse bibliographique

1.1. Introduction du chapitre

La rupture par cisaillement des poutres en béton armé constitue l'un des phénomènes les plus complexes en génie civil en raison de l'interaction de plusieurs mécanismes résistants qui agissant simultanément au voisinage des fissures inclinées. Parmi ces mécanismes, l'effet de goujon, assuré par les armatures longitudinales traversant les plans fissurés, joue un rôle important dans le transfert des efforts tranchants, notamment lorsque la contribution des étriers devient limitée. Malgré les nombreuses recherches expérimentales et analytiques consacrées à ce phénomène depuis 1966, les approches réglementaires actuelles prennent en compte cet effet de manière souvent simplifiée ou implicite, ce qui peut engendrer des différences entre les prédictions théoriques et le comportement observé expérimentalement. Dans ce contexte, ce chapitre présente d'abord une analyse bibliométrique des travaux consacrés au cisaillement et à l'effet de goujon, avant d'aborder les mécanismes de transfert du cisaillement dans les poutres en béton armé, les principaux modèles développés pour décrire l'effet de goujon ainsi que son traitement dans différents codes de calcul.

1.2. Analyse bibliométrique

L'analyse bibliométrique représente aujourd'hui un outil essentiel pour explorer l'évolution de la littérature scientifique au sein d'un domaine de recherche précis. Cette approche permet d'identifier les thématiques les plus développées.

Notre étude s'appuie sur Deux analyses principales : la co-occurrence des mots-clés, et l'analyse de co-citation. Ces approches permettent d'identifier les thématiques dominantes et les réseaux de coopération scientifique.

1.2.1. Résultats et discussion

1. la co-occurrence des mots-clés (author keywords) :

La visualisation du réseau (Network Visualization), met en évidence un réseau de recherche complexe portant sur le mécanisme de dowel action, le transfert du cisaillement et le comportement structural des éléments en béton armé (BA) (Figure 1.1). La visualisation en réseau révèle une forte interconnexion entre les études expérimentales, numériques et analytiques relatives à la résistance au cisaillement et au comportement des interfaces dans les structures en béton armé.

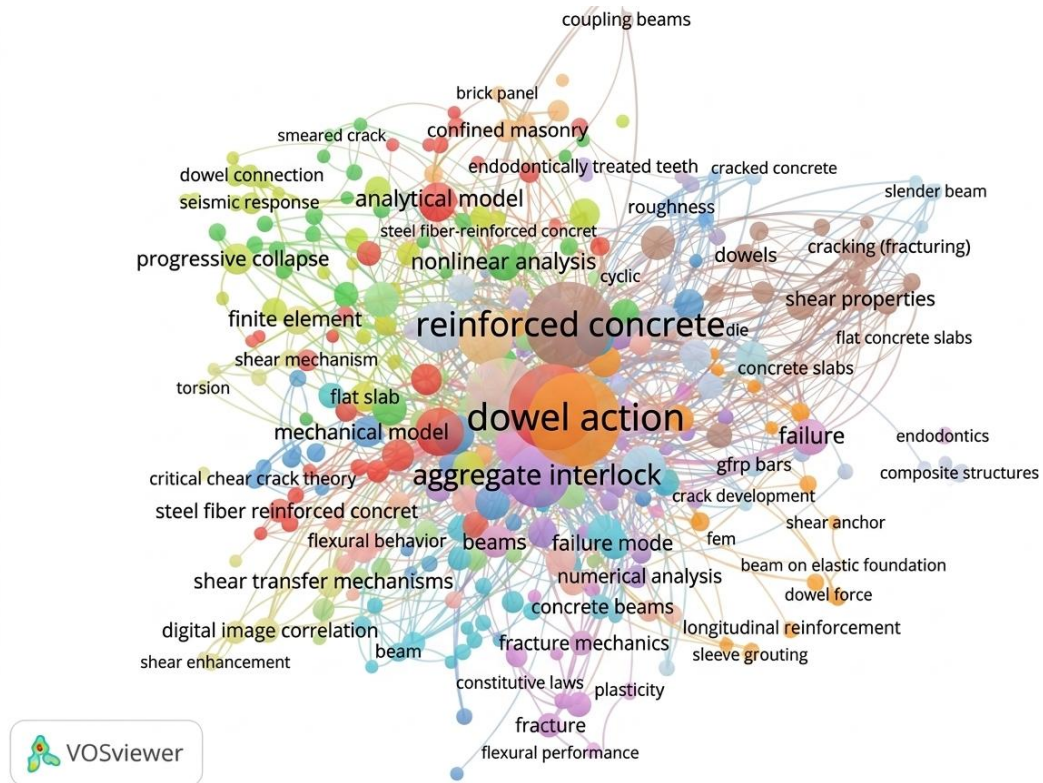


Figure 1.1 : Visualisation du réseau de co-occurrence des mots-clés relatifs au mécanisme d'effet de goujon, au transfert du cisaillement et au comportement des structures en béton armé (23-05-2026)

Les résultats sont regroupés en cinq groupes thématiques principaux, selon la similarité des mots-clés et des thématiques de recherche.

❖ **Groupe thématique 1 : Comportement du béton armé et mécanismes de cisaillement,**

Ce Ce groupe thématique regroupe les recherches fondamentales sur le comportement des structures en béton armé soumises au cisaillement. Il inclut principalement les notions d'effet de goujon, d'engrènement des granulats, de mécanismes de transfert du cisaillement, de mode de rupture et de fissure critique de cisaillement. Le terme « effet de goujon » apparaît comme le nœud central du réseau.

❖ **Groupe thématique 2 : Comportement sismique et renforcement structural,**

Ce groupe regroupe les recherches liées au comportement des structures sous chargements cycliques et sismiques. Les travaux portent principalement sur le renforcement sismique, les modes de rupture, l'analyse non linéaire et la performance des murs et structures en béton armé. Les résultats mettent en évidence l'importance des mécanismes de cisaillement dans la stabilité et la sécurité

structurale. Ce groupe souligne également l'intérêt croissant pour l'évaluation des structures existantes.

❖ **Groupe thématique 3 : Interfaces et adhérence,**

Ce groupe thématique concerne les mécanismes de transfert des contraintes au niveau des interfaces béton-béton. Les principaux thèmes étudiés sont le glissement d'adhérence (bond-slip), la résistance au cisaillement des interfaces, l'essai push-off et la rugosité de surface. Les recherches analysent l'influence de la rugosité, des armatures et des propriétés des matériaux sur la résistance au cisaillement des interfaces. Les approches expérimentales et numériques sont largement utilisées pour modéliser ces phénomènes.

❖ **Groupe thématique 4 : Structures préfabriquées et connexions,**

Ce groupe porte sur les structures préfabriquées et les systèmes de connexion structurale tels que les connexions par goudjons et les assemblages poutre-poteau. Les études s'intéressent principalement au transfert des charges, au comportement des connexions et aux mécanismes de rupture sous chargements monotones et cycliques.

❖ **Groupe thématique 5 : Modélisation numérique et approches avancées**

Ce groupe thématique rassemble les recherches liées à la simulation numérique et aux méthodes avancées d'analyse structurale. Les principaux termes incluent la méthode des éléments finis, la mécanique de la rupture, la mécanique de l'endommagement et l'apprentissage automatique. Les études visent à simuler la propagation des fissures et le comportement non linéaire des structures en béton armé. L'intégration de l'intelligence artificielle et des outils numériques avancés représente une tendance récente dans l'analyse du comportement au cisaillement.

D'après la figure, les termes dominants sont effet de goudjon (dowel action), béton armé (reinforced concrete), engrenement des granulats (aggregate interlock), « rupture » (failure), analyse non linéaire (nonlinear analysis) et élément fini (finite element). Ces mots-clés occupent une position centrale dans le réseau, ce qui montre qu'ils constituent les principaux axes de recherche dans ce domaine. Le terme effet de goudjon (dowel action) apparaît comme le noyau principal de la recherche, fortement connecté à plusieurs thématiques liées au comportement mécanique du béton armé et aux mécanismes de transfert des efforts de cisaillement.

Les termes récents, identifiés par la couleur jaune, incluent notamment rugosité (roughness), béton fissuré (cracked concrete), corrélation d'images numériques (digital image correlation), mécanismes de transfert du cisaillement (shear transfer mechanisms), béton armé (reinforced concrete) et théorie de la fissure critique de cisaillement (critical shear crack theory). Cela indique que les recherches actuelles s'orientent davantage vers :

- ❖ l'étude avancée des fissures dans le béton.
- ❖ l'amélioration des propriétés de cisaillement.
- ❖ l'utilisation de techniques numériques et expérimentales modernes.

Par ailleurs, plusieurs thèmes plus anciens apparaissent en bleu ou violet, tels que les « propriétés au cisaillement » (shear properties), les « dalles en béton » (concrete slabs), la « fissuration » (cracking/fracturing) et la « rupture » (failure), ce qui montre qu'ils constituent les bases historiques de la recherche avant l'émergence des approches numériques et expérimentales récentes.

La forte densité des connexions entre les mots-clés démontre également que les recherches dans ce domaine sont hautement interdisciplinaires, combinant :

- ❖ l'analyse numérique.
- ❖ la mécanique de la rupture ;
- ❖ la modélisation analytique ;
- ❖ les essais expérimentaux ;

En conclusion, cette analyse montre que la recherche sur l'effet de goujon et les mécanismes de cisaillement dans le béton armé évolue progressivement vers des approches plus avancées intégrant des outils numériques modernes et des techniques expérimentales de haute précision. Les tendances récentes mettent particulièrement l'accent sur la compréhension du comportement fissuré du béton et sur l'amélioration des performances structurales des éléments en béton armé.

2. l'analyse de co-citation :

L'analyse de co-citation identifie les références qui sont citées ensemble dans les mêmes documents sources, Elle permet de révéler les travaux fondateurs et les documents incontournables d'un domaine.

Tableau 1.1 : Nombre des documents les plus co-cités.

	Référence citée	Auteurs	Année	Co-citations	Groupe thématique
1	Collins M.P., Mitchell D. (1991) Prestressed Concrete Structures	Presthell D., Collins M.P.	1991	138	1
2	ACI 318 – Building Code Requirements for Structural Concrete	ACI Committee 318	2014	125	1
3	Eurocode 2: Design of Concrete Structures – Part 1-1	CEN	2004	112	1
4	fib Model Code for Concrete Structures 2010	fib	2010	108	1
5	Elwood K.J., Moehle J.P. (2005) Shear strength of RC members	Elwood K.J., Moehle J.P.	2005	96	2
6	Vecchio F.J., Collins M.P. (1986) The modified compression-field theory	Vecchio F.J., Collins M.P.	1986	89	2
7	Walraven J.C. (1981) Aggregate interlock in concrete	Walraven J.C.	1981	84	2
8	Kotsovos M.D. (1973) Dowel action in reinforced concrete	Kotsovos M.D.	1973	76	3
9	Tassios T.P. (1979) Analytical model for dowel action	Tassios T.P.	1979	73	3
10	Muttoni A., Ruiz M.F., Bairán J.M. (2008) Critical shear crack theory	Muttoni A., Ruiz M.F., Bairán J.M.	2008	68	2

Cette Analyse met en évidence un noyau scientifique fondateur dominé par les principaux codes de calcul et modèles théoriques (Groupe thématique 1 en rouge) (Figure 1.2), notamment Collins & Mitchell (1991), ACI 318, Eurocode 2 et le fib Model Code. Ces références occupent une position centrale dans la structuration des recherches relatives au comportement au cisaillement du béton armé et à l'effet de goujon (dowel action).

Les modèles analytiques et les théories, tels que les modèles : bielle-tirant (strut-and-tie) et théorie du champ de compression (field theory), représentent le second pilier (Groupe thématique 2 en vert) de la littérature scientifique. Enfin, les études portant sur les mécanismes locaux (Groupe thématique 3 en bleu), notamment l'effet de goujon (dowel action) et l'engrènement des granulats (aggregate interlock), constituent une base complémentaire

essentielle pour la compréhension du comportement au cisaillement des structures en béton armé.

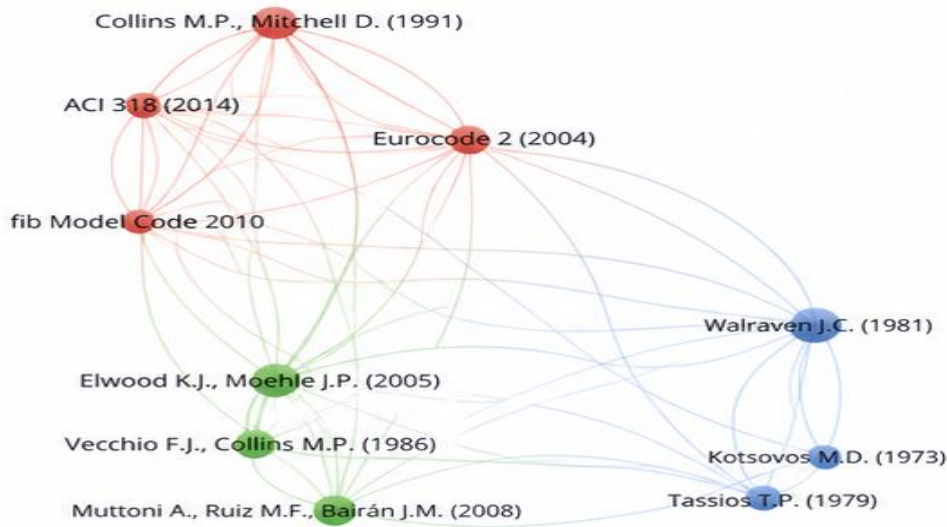


Figure 1.2 : Visualisation du réseau de co-citation relatifs au mécanisme d'effet de goujon, au transfert du cisaillement et au comportement des structures en béton armé (23-05-2026).

1.2.2. Positionnement du mémoire à partir des groupes thématiques

L'analyse bibliométrique sous VOSviewer a identifié cinq groupes thématiques majeurs. Ils traduisent les principales orientations de recherche liées au cisaillement, à la modélisation et au comportement structural. Dans ce contexte, le présent mémoire se positionne principalement à l'interface des groupes thématiques 1 et 5, en se concentrant sur l'étude de l'effet de goujon dans le transfert de l'effort tranchant, tout en intégrant une approche de modélisation numérique permettant de reproduire et analyser le comportement mécanique des structures en béton armé.

1.3. Effort tranchant en béton armé

Le comportement du béton armé sous effort tranchant reste imparfaitement compris. L'absence de modèle de calcul universel se reflète dans la diversité des approches réglementaires. Contrairement à la flexion, l'effort tranchant demeure un domaine de débat en ingénierie des structures en béton armé.

L'effort tranchant dans les éléments en béton armé engendre un état de contraintes complexes conduisant à l'apparition de fissures inclinées, notamment près des appuis. Cette

fissuration modifie la redistribution des efforts internes et rend l'analyse particulièrement complexe, la résistance au cisaillement résultant de l'interaction de plusieurs phénomènes.



Figure 1.3 : Rupture d'une poutre par cisaillement sous l'effet d'une fissure diagonale d'interface [1].

1.3.1. Rupture par effort tranchant

Sous chargement, les poutres en béton armé développent des fissures qui s'inclinent progressivement sous l'effet du cisaillement et de la redistribution des contraintes. Les études expérimentales montrent que, pour des poutres présentant des sections et des armatures constantes, le mode de rupture est principalement déterminé par le rapport entre (a/d) (Tableau 1.2) « la portée de cisaillement et la hauteur utile » (Figure 1.4).

Tableau 1.2 : Mode de rupture en fonction de a/d [2].

a/d	Classification	Mode de rupture
$a/d < 1$	Poutre très profonde	Rupture de l'ancrage des armatures à l'appui ou par écrasement du béton
$1 < a/d < 2,5$	Poutre profonde	Rupture par écrasement du béton dans la zone comprimée
$2,5 < a/d < 7$	Poutre élancée	Rupture en cisaillement-flexion
$a/d > 7$	Poutre très élancée	Rupture en flexion

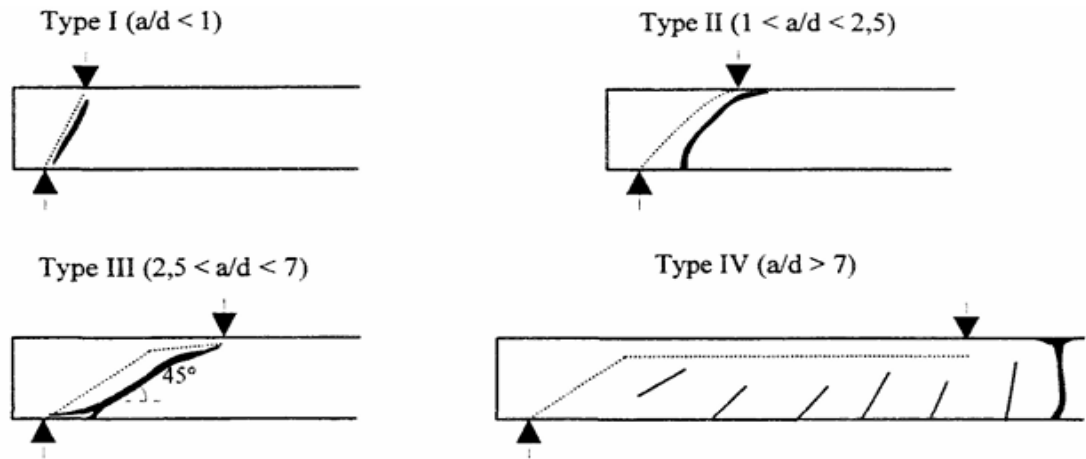


Figure 1.4 : Mode de rupture en fonction du rapport a/d [3].

1.3.2. Types de fissures inclinées

Wight and MacGregor (2011) ont indiqué que la rupture par cisaillement des poutres se caractérise par l'apparition de fissures inclinées, avec deux comportements possibles : rupture immédiate ou stabilisation des fissures permettant une augmentation substantielle de la charge avant rupture. On distingue deux types de fissuration inclinée :

- Fissuration de cisaillement d'âme : se caractérise par la formation d'une fissure inclinée dans l'âme, au niveau de la fibre neutre, avant que des fissures de flexion ne se développent à proximité. Cela résulte de contraintes principales de traction dépassant la résistance du béton, lorsque les contraintes principales de traction dépassent la résistance du béton. Ce type se rencontre fréquemment dans les poutres précontraintes à âme mince, où la précontrainte réduit les tractions flexionnelles mais reste inefficace contre la traction diagonale dans l'âme (Figure 1.5).
- Fissuration de flexion-cisaillement : elle est initiée par une fissuration de flexion. La contrainte de cisaillement augmente à la pointe de cette fissure et provoque le développement de la fissure inclinée lorsque la combinaison des contraintes de cisaillement et de traction flexionnelle dépasse la résistance à la traction du béton. Ce type de fissuration survient généralement lorsqu'une poutre est chargée jusqu'à sa capacité ultime [4].

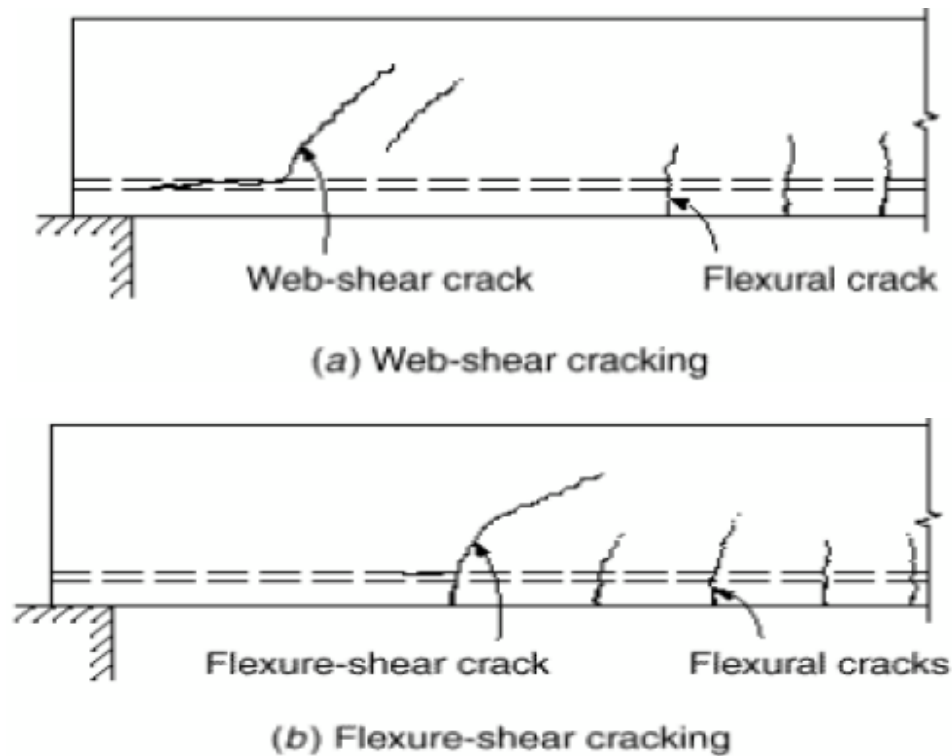


Figure 1.5 : Types de fissures inclinées (a) fissuration de cisaillement d'âme, (b) fissuration de flexion-cisaillement [5].

1.4. Mécanismes de transfert du cisaillement dans les poutres en béton armé

Avant la fissuration, le comportement d'une poutre en béton armé est celui d'un matériau élastique linéaire. Les contraintes générées par l'effort de flexion se répartissent de manière linéaire sur la section, atteignant leur valeur maximale et minimale aux fibres extrêmes. En revanche, les contraintes de cisaillement suivent une distribution parabolique, avec un maximum au niveau de l'axe neutre et une valeur nulle aux fibres extrêmes. Sur cet axe neutre, la contrainte de cisaillement correspond à deux contraintes principales, l'une en traction et l'autre en compression, orientées dans des directions inclinées d'environ 45° par rapport à l'axe longitudinal de la poutre (Figure 1.6).

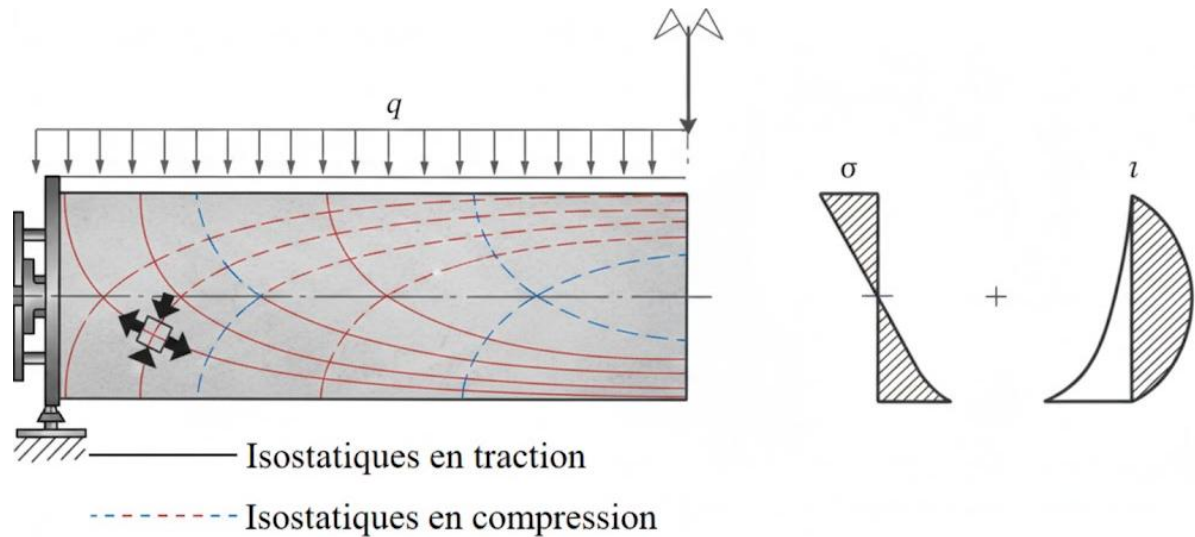


Figure 1.6 : Répartition linéaire des contraintes normales et les contraintes de cisaillement [3].

Sous un chargement croissant, lorsque les contraintes de traction atteignent la résistance du béton, la première fissure de flexion apparaît. L'augmentation de la charge élargit la zone fissurée et provoque la formation de nouvelles fissures, contrôlées par l'armature longitudinale et le béton comprimé.

La transmission de l'effort tranchant vers les appuis repose alors sur plusieurs mécanismes principaux (Figure 1.7), garantissant la stabilité et le transfert des efforts dans la poutre [6]:

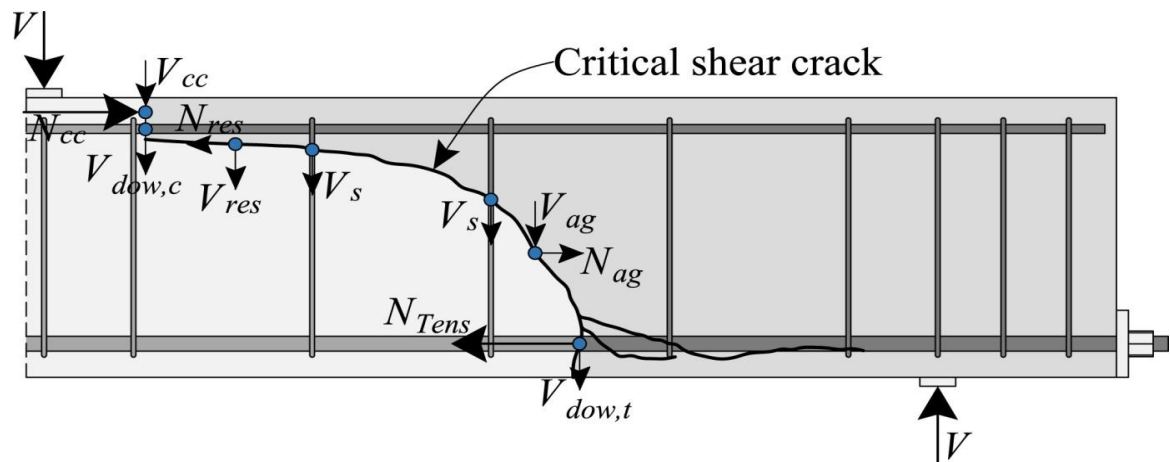


Figure 1.7 : Forces agissant sur le corps libre délimité par la fissure critique de cisaillement [7].

- a- La composante verticale de l'engrènement des granulats V_{ag}
- b- La composante verticale des contraintes résiduelles de traction V_{res}
- c- L'effort de traction dans les armatures transversales V_s
- d- La composante verticale de la bielle comprimée inclinée V_{cc}
- e- L'effet de goujon des armatures longitudinales tendues V_{dow}
- f- L'effet de goujon des armatures longitudinales comprimées V_{dow} .

Ces mécanismes ne fonctionnent pas isolément : l'engrènement des granulats et les contraintes résiduelles assurent la contribution du béton, tandis que les armatures transversales constituent l'apport de l'acier. L'effet de goujon et la bielle comprimée participent à la redistribution des efforts dans le mécanisme global bielles-tirants.

1.4.1. Zone comprimée et contribution du béton

La résistance au cisaillement augmente avec l'accroissement de la résistance à la compression du béton. Toutefois, cette relation n'est pas strictement proportionnelle, comme l'illustre la (Figure 1.8)[8]. En effet, une augmentation de la résistance du béton s'accompagne d'une élévation de la charge de fissuration diagonale, sans évolution linéaire [8], [9].

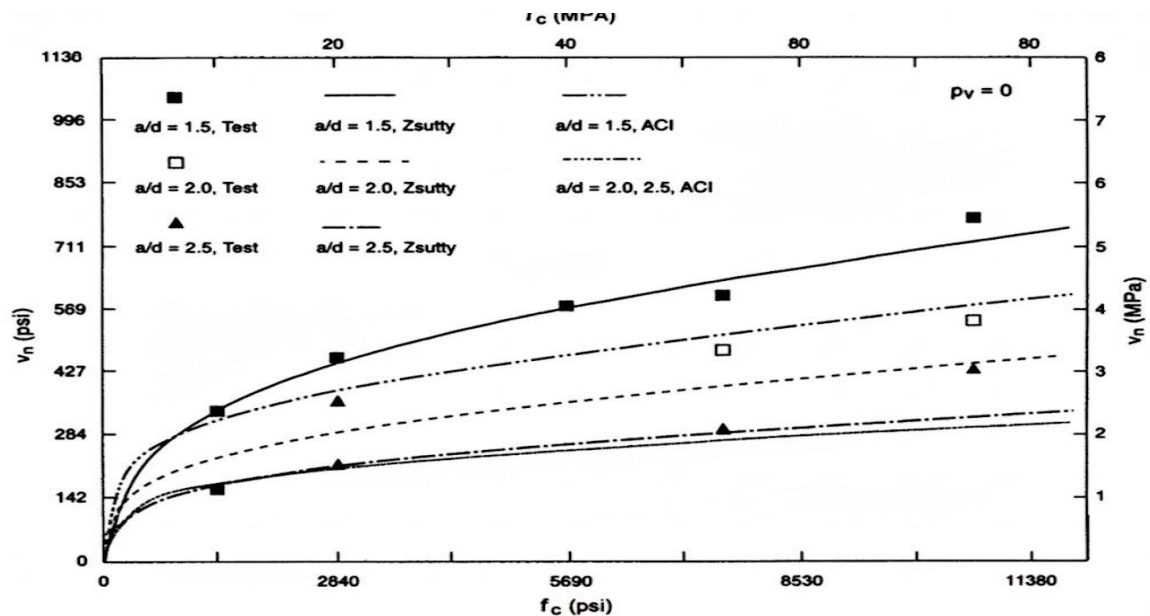


Figure 1.8 : Les Effets de la résistance à la compression du béton sur la résistance au cisaillement [8].

Cette influence devient plus marquée pour les éléments à faible élanement ($a/d < 2,5$) [4],[6]. Après fissuration de flexion, la position de l'axe neutre dépend du module d'élasticité du béton et du taux d'armatures longitudinales. La part de l'effort tranchant reprise par le béton non fissuré dans la zone comprimée (Figure 1.9) est donc fonction de ces deux paramètres, mais cette contribution du béton comprimé s'avère intimement liée à l'effet de goujon des armatures longitudinales. En effet, l'axe neutre détermine simultanément la hauteur de la zone comprimée, et donc la part V_{cc} reprise par la bielle inclinée, ainsi que la longueur d'ancrage des armatures tendues, qui conditionne l'efficacité de l'effet de goujon (V_{dow}). Par conséquent, un taux d'armatures longitudinales élevé déplace l'axe neutre vers le bas, réduisant d'une part la hauteur de bielle mais augmentant d'autre part l'effet de goujon. Cette interaction compétitive explique

pourquoi la part attribuable à chaque mécanisme reste difficile à isoler expérimentalement et justifie que les modèles réglementaires regroupent souvent ces contributions au sein d'un terme unique V_c représentant la contribution globale du béton.

Zone de compression

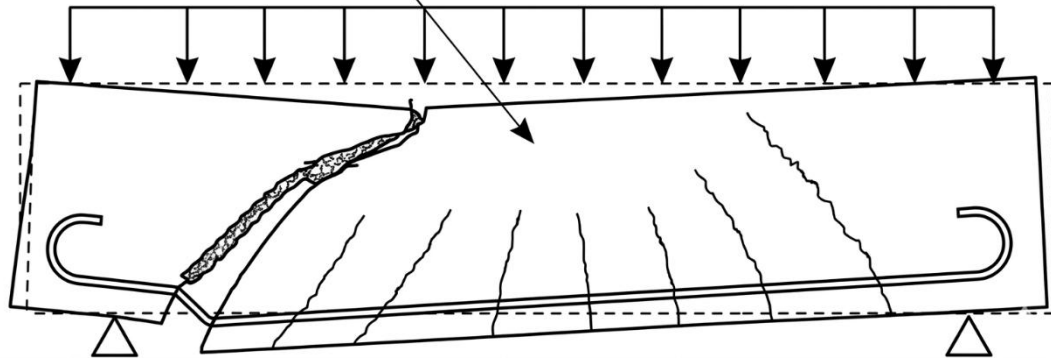


Figure 1.9 : Mode de rupture d'une poutre en béton armé par cisaillement et compression [10].

1.4.2. Engrènement des granulats

L'effet d'engrènement des granulats (aggregate interlock) désigne le mécanisme par lequel le cisaillement est transféré à travers une fissure dans le béton grâce au contact direct entre les granulats situés sur les lèvres opposées de la fissure. Lorsque celle-ci se développe, le trajet de la fissure contourne les granulats, qui restent intégrés dans la matrice cimentaire, générant ainsi deux surfaces rugueuses et complémentaires. Lors d'un glissement relatif entre ces surfaces, les aspérités des granulats s'emboîtent, permettant la transmission des contraintes tangentielles δ_t (Figure 1.10).

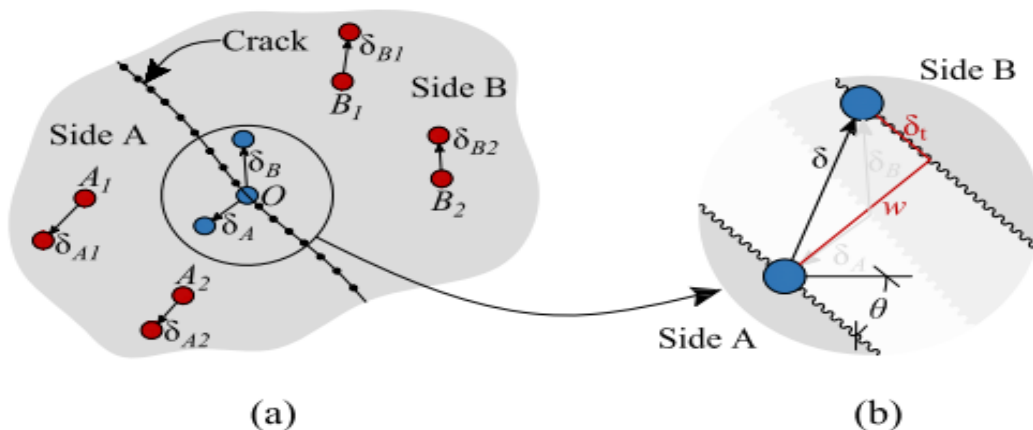


Figure 1.10 : (a) Détails des points de mesure utilisés pour déterminer la cinématique de la fissure (b) Décomposition du déplacement des lèvres de la fissure en ouverture de fissure w et en glissement de cisaillement δ_t [11].

1. Mécanismes de transfert

Le mécanisme de transfert du cisaillement par engrenement repose sur quatre contributions principales :

- ❖ Contact granulaire direct : la barre subit une déformation transversale induite par le glissement relatif des lèvres de la fissure.
- ❖ Frottement entre surfaces : Frottement entre la pâte de ciment des deux lèvres.
- ❖ Dilatance (surélévation): Le glissement force l'ouverture de la fissure (effet de coin)
- ❖ Rupture locale du béton : Écrasement ou arrachement des parties saillantes [12]

2. Paramètres influençant l'engrènement :

L'efficacité de l'engrènement dépend de plusieurs facteurs clés :

- ❖ Ouverture de la fissure (w): L'effet d'engrènement diminue rapidement avec l'ouverture de la fissure. Au-delà de 0,9-1,5 mm, la contribution devient négligeable.
- ❖ Glissement relatif (δ) : Le transfert de contrainte augmente avec le glissement jusqu'à une valeur maximale, puis décroît (softening).
- ❖ Taille maximale des granulats (d_g) : Les gros granulats améliorent l'engrènement en créant des surfaces plus rugueuses
- ❖ Résistance du béton (f_c) : Une résistance élevée augmente la capacité de transfert mais peut favoriser la rupture des granulats
- ❖ Forme et angulosité des granulats : Les granulats anguleux offrent un meilleur engrènement que les granulats roulés[13].
- ❖ Contrainte normale (σ) : Une compression perpendiculaire à la fissure améliore considérablement le transfert par friction (Figure 1.11) [11].

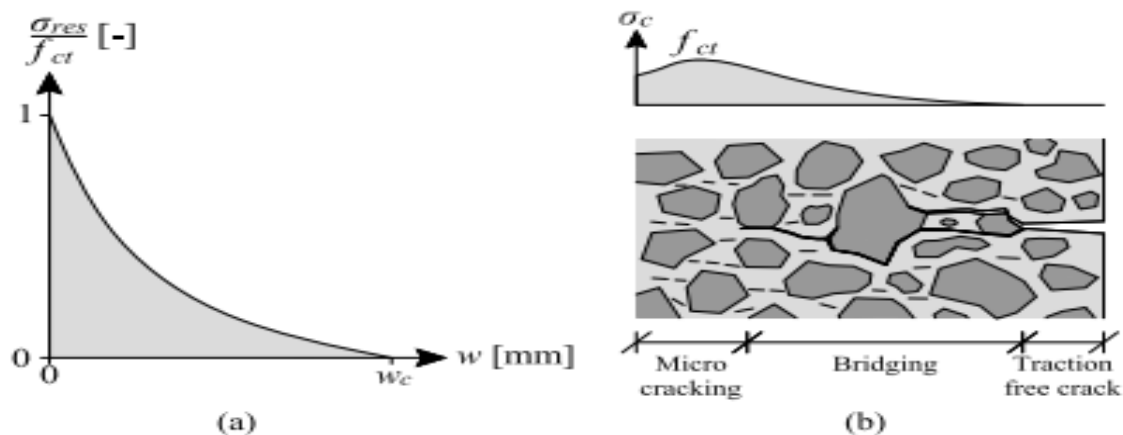


Figure 1.11 : (a) Contrainte résiduel du béton fissuré et (b) propagation d'une fissure dans le béton [11]

3. Formulations analytiques :

Modèle de Walraven (1981) :

Le modèle le plus référencé est celui de Walraven (1981), basé sur des essais de type push-off avec armatures de confinement externes [14]. Ce modèle considère le béton comme un système biphasé (granulats rigides dans une matrice de pâte de ciment) :

$$\tau_{ag} = C_f \cdot [-0.04 f_c + (1.8 w^{-0.8} + (0.234 w^{-0.7} - 0.20) f_c) \delta] \quad (1.1)$$

$$\sigma_{ag} = C_f \cdot [-0.06 f_c + (1.35 w^{-0.63} + (0.19 w^{-0.55} - 0.15) f_c) \delta] \quad (1.2)$$

où :

- τ_{ag} : est la contrainte de cisaillement transmise par engrènement des granulats,
- σ_{ag} : est la contrainte normale associée à l'engrènement,
- f_c : est la résistance à la compression du béton,
- w : est l'ouverture de fissure,
- δ : est le glissement relatif entre les lèvres de la fissure,
- C_f : est un coefficient tenant compte des caractéristiques de la fissure et de la rugosité de l'interface.

Ces relations traduisent l'influence conjointe de l'ouverture de fissure, du glissement relatif et de la résistance du béton sur la capacité de transfert des contraintes par effet d'engrènement. On observe notamment que l'augmentation de l'ouverture de fissure réduit l'efficacité du mécanisme, tandis que le glissement relatif active le contact entre les aspérités des granulats.

4. Interaction avec l'effet de goujon

L'engrènement et l'effet de goujon constituent les deux mécanismes principaux de transfert de cisaillement dans les poutres sans armatures transversales, mais leur contribution relative évolue de manière antagoniste. Selon Fenwick et Paulay (1968), l'engrènement assure initialement 50 à 70 % de la résistance au cisaillement. Cependant, l'ouverture croissante de la fissure sous chargement réduit progressivement l'efficacité de l'engrènement, tandis que la force de goujon dans les armatures longitudinales s'active par le déplacement transversal de la barre. Walraven et Reinhardt (1981) ont montré que pour les faibles ouvertures de fissure, l'engrènement domine, tandis que le goujon devient prépondérant après la dégradation du contact granulaire.

1.5. Effet de goujon

L'effet de goujon (dowel action) désigne la capacité des armatures longitudinales à transmettre des efforts tranchants (cisaillement) à travers les fissures du béton. Lorsqu'une fissure traverse un élément en béton armé, les armatures longitudinales agissent comme des goujons rigides enjambant cette discontinuité. Grâce à leur rigidité au cisaillement et à leur résistance en flexion, ces barres permettent le transfert des efforts d'une rive à l'autre de la fissure, assurant ainsi la continuité structurale et contribuant de manière significative à la résistance globale de l'élément [6].

1. Principe de fonctionnement

Lorsqu'un glissement relatif se produit entre les deux lèvres d'une fissure (mode II de rupture), les armatures longitudinales sont sollicitées en :

- ❖ Flexion : la barre subit une déformation transversale induite par le glissement relatif des lèvres de la fissure (Figure 1.12).
- ❖ Cisaillement : un effort tranchant direct est mobilisé dans la section de l'armature.
- ❖ Enfouissement local : des pressions de contact élevées se développent entre l'armature et le béton environnant, entraînant un écrasement local du béton [15].

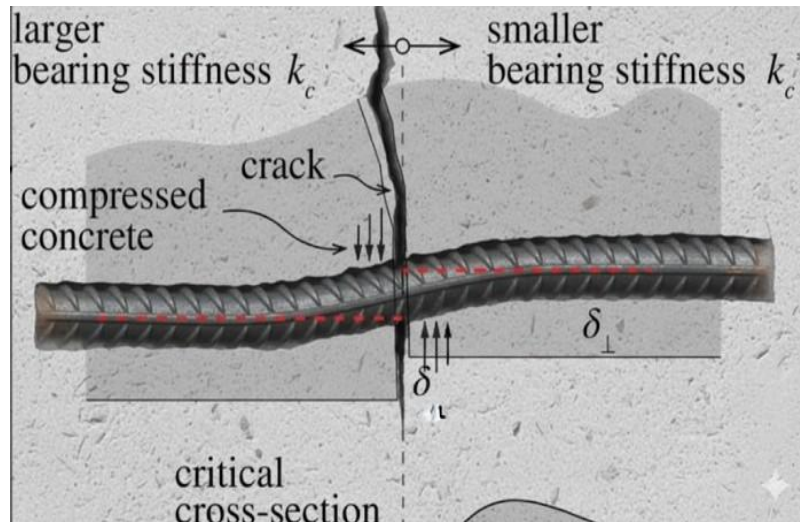


Figure 1.12 : Comportement de l'effet de goujon induit par la présence d'une fissure (image générée avec l'aide d'un outil d'IA).

2. Modes de rupture associés :

Selon la configuration et les matériaux, trois modes de rupture principaux sont identifiés :[15]

- ❖ Fendage de l'enrobage : Fissuration parallèle à la surface du béton

- ❖ Écaillage du béton (délimination) : Arrachement du béton perpendiculaire à la surface
- ❖ Écrasement local + plastification : Écrasement du béton adjacent et formation d'une rotule plastique dans l'acier [16].

3. Paramètres influençant l'effet de goujon :

L'efficacité de l'effet de goujon dépend de plusieurs paramètres :

- ❖ Diamètre des armatures : l'augmentation du diamètre accroît la rigidité au cisaillement et la capacité de transfert par effet de goujon, tout en réduisant le niveau des contraintes de flexion développées dans l'acier (Figure 1.13).
- ❖ Épaisseur de l'enrobage : un enrobage suffisant (généralement supérieur à huit fois le diamètre de l'armature), est nécessaire pour permettre le développement de la résistance maximale.
- ❖ Résistance du béton : la capacité portante locale du béton environnant limite l'effort de cisaillement pouvant être transmis par l'armature (**Figure 1.13**).

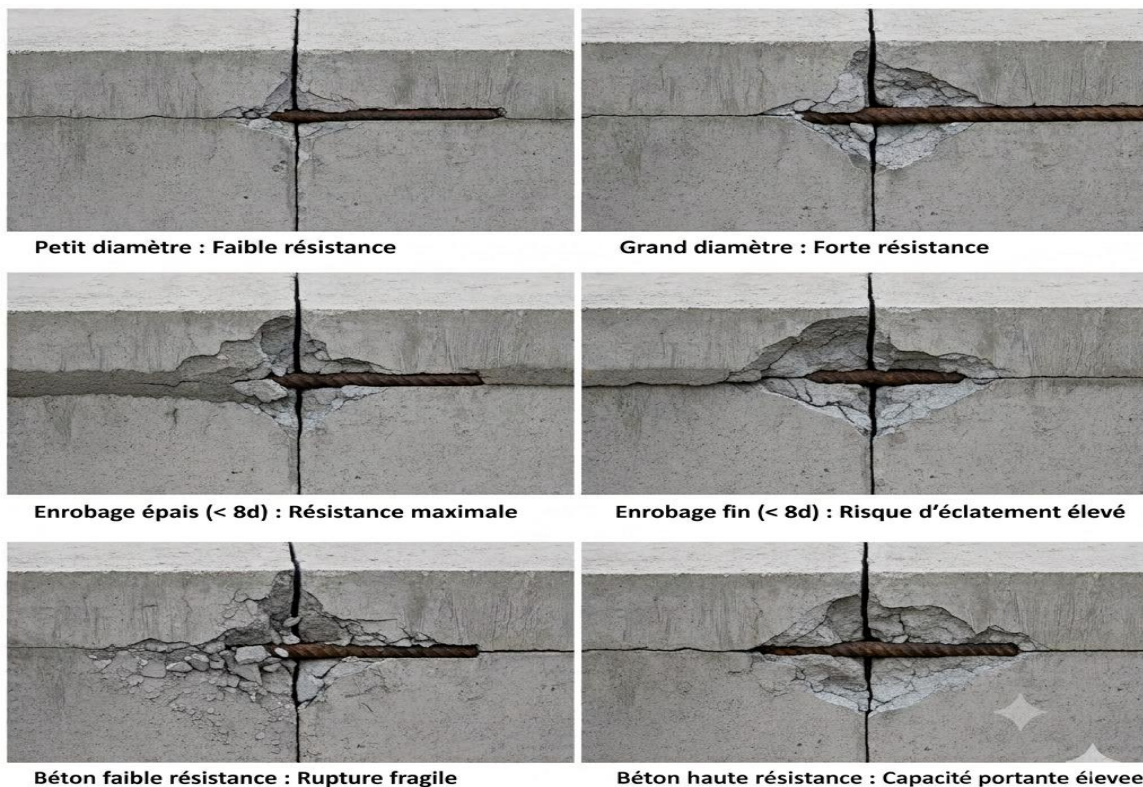


Figure 1.13 : Paramètres influençant l'effet de goujon (image générée avec l'aide d'un outil d'IA).

- ❖ Orientation de la fissure : l'efficacité de l'effet de goujon diminue lorsque l'angle formé entre l'axe de l'armature et le plan de la fissure s'écarte de 90°.

- ❖ Effort axial dans les armatures : la présence d'un effort axial de traction ou de compression dans les barres influence la résistance au cisaillement transversal mobilisable [16].
- ❖ Distance fissure-appui : la force de goujon diminue lorsque la fissure s'éloigne de l'appui, en raison de la réduction de la rigidité d'encastrement de la barre dans le béton[17].

4. La contribution des aciers longitudinaux à la résistance au cisaillement :

La contribution des aciers longitudinaux à la reprise de la contrainte de cisaillement est assurée par l'effet de goujon, qui représente une part variable de l'effort tranchant total (Figure 1.14) [18].

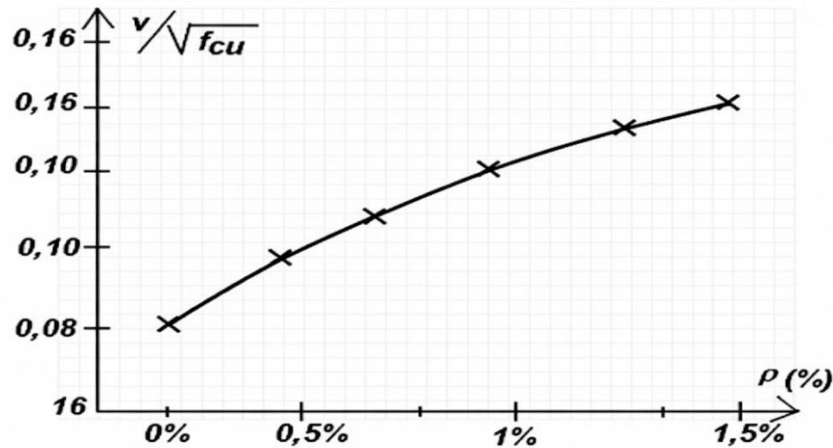


Figure 1.14 : Effet de la quantité d'aciers longitudinaux sur l'effort tranchant [18] .

Plusieurs équations empiriques ont été proposées pour exprimer l'influence du pourcentage des aciers longitudinaux sur la contrainte au cisaillement, parmi lesquelles on peut citer : Le Code Américain (ACI 318)[19]:

$$\tau_u = (0,158 \cdot \sqrt{f_c} + 17,24 \cdot \rho \cdot \frac{d}{a}) \leq 0,29 \cdot \sqrt{f_c} \quad (1.3)$$

- τ_u : contrainte de cisaillement ultime dans le béton.
- f_c : résistance caractéristique à la compression du béton (MPa).
- ρ : taux de renforcement longitudinal (rapport entre la section d'acier et l'aire de la section transversale de la poutre).
- d : hauteur utile de la poutre.
- a : bras de levier ou distance entre appuis / charges.

L'équation indique que la contrainte de cisaillement ultime τ_u est calculée par la somme de deux contributions :

- Une partie dépendant directement du béton : $0,158 \cdot \sqrt{f_c}$.
- Une partie dépendant du renforcement et de la géométrie : $0,17,24 \cdot \rho \cdot \frac{d}{a}$

Cette valeur est limitée à un maximum de $0,29 \cdot \sqrt{f_c}$, conformément à la réglementation et au critère de sécurité.

1.6. Modèles expérimentaux et analytiques de l'effet de goujon

1.6.1. Krefeld et Thurston (1966)

1. Dispositif expérimentale :

Krefeld et Thurston ont été parmi les premiers à étudier expérimentalement l'effet de goujon des armatures longitudinales dans le béton armé. Leur dispositif consistait en des éprouvettes composées de deux parties en béton reliées uniquement par les barres longitudinales au niveau d'une fissure préformée (Figure 1.15) afin de mobiliser seulement l'effet de goujon dans le transfert de l'effort tranchant. Les essais consistaient à appliquer une force de cisaillement sur l'un des blocs, provoquant un glissement relatif au niveau de la fissure et la flexion locale des armatures. Au total, neuf essais ont été réalisés sur des poutres en B.A en faisant varier le diamètre des barres, l'enrobage du béton, la résistance du béton et la distance entre la fissure et l'appui [17].

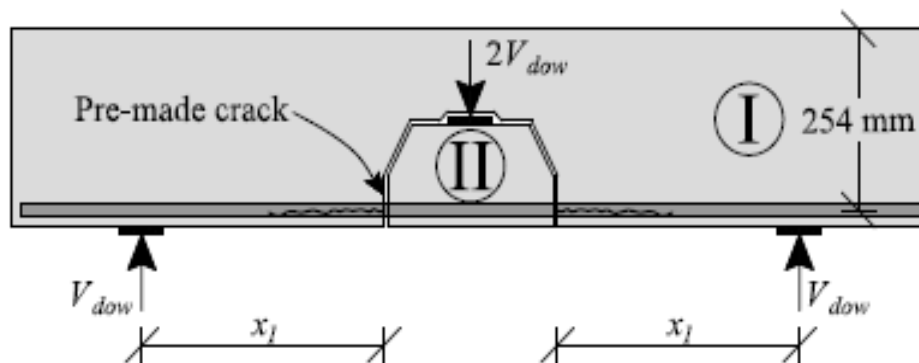


Figure 1.15 : Essais de Krefeld et Thurston (1966), montage expérimental [11].

Les résultats ont montré que la force de cisaillement reprise par l'effet de goujon diminue lorsque la fissure est éloignée de l'appui et augmente avec l'enrobage en béton, confirmant ainsi l'importance de ce mécanisme après fissuration.

2. Formulation analytique :

À partir des tests expérimentaux sur le transfert du cisaillement par les barres longitudinales, Krefeld et Thurston ont développé une formule empirique permettant d'estimer la contribution de l'effet de goujon dans les poutres sans armatures transversales [17]:

$$V_{\text{dow}} = b\sqrt{f_c} \left(1.3 \left(1 + \frac{180\rho}{\sqrt{f_c}} \right) c + d \right) \frac{1}{\sqrt{x_1/d}} \quad (1.4)$$

Où :

- V_{dow} : effort de cisaillement transmis par les barres longitudinales (effet de goujon)
- b : largeur de la section
- f_c : résistance à la compression du béton
- ρ : taux d'armature longitudinale
- x_1 : distance entre la fissure de cisaillement et l'appui
- d : hauteur utile de la poutre.

Cette relation empirique tient compte de la résistance aux contraintes de traction développées dans le béton au-dessus des barres longitudinales. Elle met en évidence l'influence combinée de la géométrie de la section, du taux d'armature et de la position des fissures sur la contribution du mécanisme de goujon à la résistance globale au cisaillement.

1.6.2. Taylor (1969)

1. Dispositif expérimental :

Taylor [20] a réalisé plusieurs essais de goujon en utilisant un dispositif expérimental similaire à celui de Krefeld et Thurston (Figure 1.16). Les deux premières séries d'essais ont été menées sur des éprouvettes sans armatures transversales, afin d'analyser uniquement la contribution des armatures longitudinales au transfert du cisaillement [11].

- La première série portait sur des éprouvettes de petite taille, avec variation de la résistance du béton, de la géométrie de l'élément, de l'enrobage et du nombre de barres longitudinales.
- La seconde série, réalisée sur des éprouvettes de dimensions proches de celle de Krefeld et Thurston, avait pour objectif de vérifier la validité de la mise à l'échelle des résultats expérimentaux.

Les résultats ont mis en évidence une dégradation progressive de la capacité de transfert du cisaillement par effet de goujon après la fissuration [11].

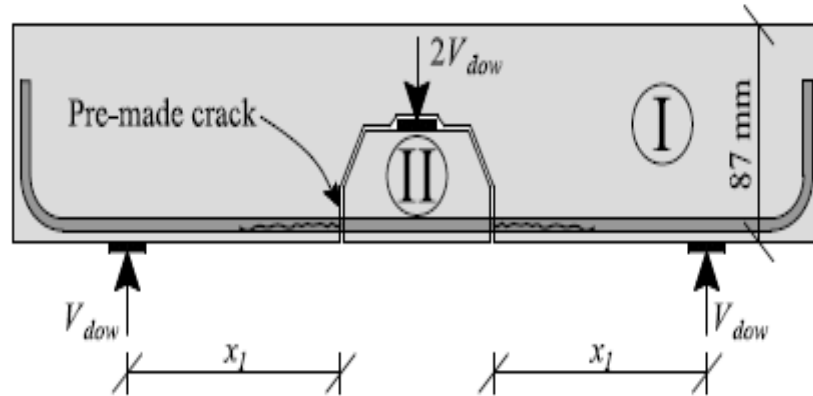


Figure 1.16 : Essais de Taylor (1969), montage expérimental [11].

2. Formulation analytique :

À partir d'une régression Taylor a proposé l'expression suivante :

$$V_{dow} = 9.1 + 0.0001 (\sum (c_s + c_i))^2 f_{ct} \quad (1.5)$$

Où :

- c_s : c'est l'enrobage latérale
- c_i : la distance horizontale intermédiaire entre les goudons.

Il a montré que, sans étriers, la contribution du goudon au cisaillement diminue à environ la moitié après fissuration.

1.6.3. Autrup & al (2023)

1. Dispositif expérimental :

Autrup [7] a développé deux modèles mécaniques, un modèle linéaire élastique et un modèle rigide plastique pour estimer l'effort de cisaillement transféré par l'effet de goudon V_{dow} dans les poutres en B.A sans armatures transversales. Ces modèles sont basés sur l'équilibre du travail entre l'énergie externe fournie par le chargement en cisaillement et l'énergie interne élastique ou plastique du système barre-béton, et permettent de calculer la contribution de l'effet de goudon à partir du déplacement mesuré du goudon, dispositif comme montré dans la (Figure 1.17)[7].

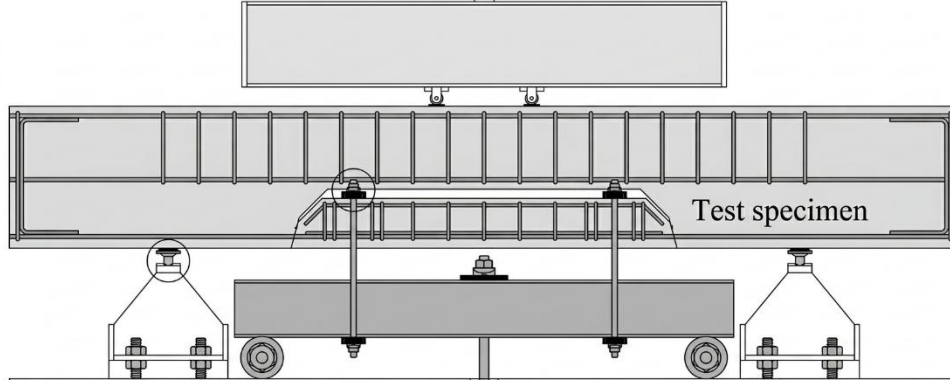


Figure 1.17 : Essai d'Autrup (2023), montage expérimental [11].

2. Formulation analytique :

• Expression du modèle élastique de l'effet de goujon $V_{dow,E}$:

En sommant la contribution de chaque mode de déformation (translation + rotations), ils obtiennent :

$$V_{dow,E} = \frac{12 E_s I_l n_l}{l_{dow}^3} \Delta_y - \frac{6 E_s I_l n_l}{l_{dow}^2} (\theta_A + \theta_B) \quad (1.6)$$

Où :

- E_s : module de Young des armatures longitudinales
- I_l : le moment d'inertie de la section des barres
- n_l : nombre d'armature longitudinale
- l_{dow} : longueur effective du goujon (zone A-B)
- Δ_y : déplacement transversale relatif entre A et B
- θ_A : rotation de la barre au point A
- θ_B : rotation de la barre au point B
- Expression du modèle plastique de l'effet de goujon $V_{dow,P}$:

$$V_{dow,P} = 2 N(\Delta_y) \frac{\Delta_y n_l}{\sqrt{\Delta_y^2 + l_{dow}^2}} + 2 M(\Delta_y) \frac{l_{dow} n_l}{l_{dow}^2 + \Delta_y^2} \quad (1.7)$$

Où :

- $N(\Delta_y)$: l'effort normale dans les rotules plastiques pour un déplacement Δ_y
- $M(\Delta_y)$: le moment sectionnel dans les rotules plastiques pour un déplacement Δ_y .

1.6.4. Pejatović & Muttoni (2024)

1. Dispositif expérimental :

Pejatović a mené une étude approfondie visant à isoler et quantifier l'effet de goujon sous différentes conditions de sollicitations. Son dispositif expérimental (Figure 1.18) [16] consistait en des éprouvettes de béton avec des barres encastrées placées dans un montage d'essai spécialement conçu, soumises à des actions monotones ou cycliques à faible niveau de contrainte avec une composante d'ouverture de fissure longitudinale et transversale, jusqu'au développement de la pleine capacité plastique du goujon et la rupture au pic de l'action de chaîne (catenary action)[16].

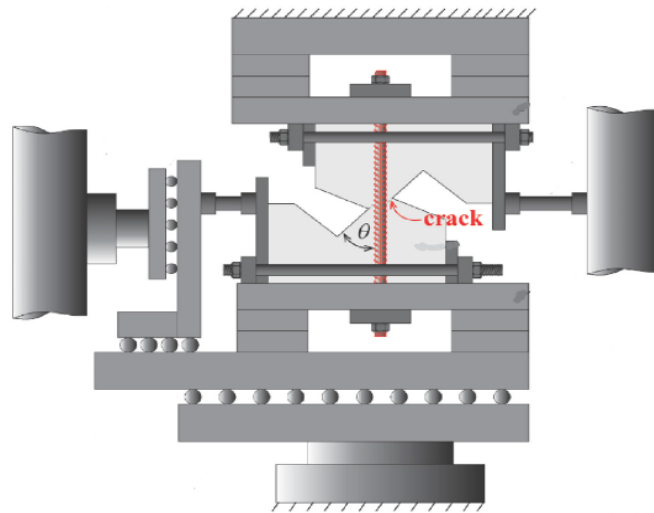


Figure 1.18 : Essai de Pejatović (2024), montage expérimental [15].

Le système de mesure incluait l'utilisation de fibres optiques collées à la surface des barres pour mesurer les déformations internes. Le programme expérimental a été subdivisé en deux séries de tests spécifiques :

- ❖ Première série (Comportement du goujon) : Cette phase a analysé la réponse des barres ancrées sous des sollicitations monotones et cycliques à faible niveau de contrainte. La particularité du dispositif résidait dans l'imposition simultanée d'une composante d'ouverture de fissure longitudinale et transversale. Les essais ont été poussés jusqu'à la plastification complète de l'acier et la rupture par action de chaîne (catenary action)[16].
- ❖ Deuxième série (Réponse du béton) : Pejatović a examiné spécifiquement le comportement du béton situé sous l'armature, en appliquant des charges ponctuelles à divers endroits pour modéliser la pression de contact localisée[16].

2. Formulation analytique :

À partir des essais expérimentaux sur le transfert du cisaillement par les barres longitudinales, Pejatović a développé une approche analytique permettant d'estimer la contribution de l'effet de goujon. La résistance ultime du goujon de premier ordre $V_{dowI,u}$ peut être prédite en utilisant le modèle proposé par Rasmussen basé sur l'approche d'analyse limite (comportement plastique de la barre de goujon, avec une résistance en flexion $M_p = f_y \phi_s^3/6$) et l'expression pour le cas où le point de contraflexure dans la barre se situe au niveau du bord du béton (fissure) est donnée par : [15]

$$V_{dowI,u} = \phi_s^2 \sqrt{\frac{\eta^3 f_c f_y}{3}} \quad (1.8)$$

Où :

- $V_{dowI,u}$: résistance ultime du goujon de premier ordre
- ϕ_s : diamètre de la barre de goujon
- $\eta_3 = 5.1$ coefficient prenant en compte l'augmentation de la résistance du béton due à l'état de contrainte triaxial dans le béton situé sous le goujon.
- f_y : limite d'élasticité de la barre

Pour d'autres angles de fissure ($\theta < 90^\circ$), la résistance de goujon de premier ordre $V_{dowI,u}$ peut être prédite en utilisant l'expression proposée par Dulacska :

$$V_{dowI,u} = \phi_s^2 K_N K_{cal} f_y \eta^3 \cos\theta \left(\sqrt{1 + \frac{f_{c,cube}}{3 K_N K_{cal}^2 f_y \eta^3 \cos^2\theta}} \right) \quad \dots(1.9)$$

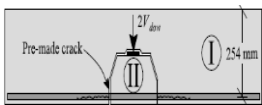
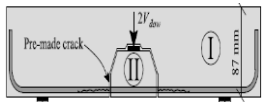
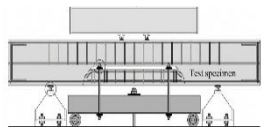
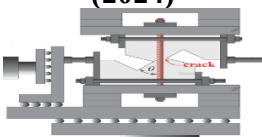
Où :

- $k_N = 1 - (N/N_p)^2$ est un paramètre prenant en compte l'effort axial dans la barre (avec N l'effort axial et N_p la résistance axiale)
- $k_{cal} = 0,05$ est un coefficient d'étalonnage proposé par Dulacska sur la base de ses essais
- $\eta_3 = 4$
- $f_{c,cube}$: est la résistance du béton mesurée sur cubes de 150 mm.

1.6.5. Tableau de synthèse comparative des modèles

Le (Tableau 1.3) présente une synthèse comparative des quatre modèles expérimentaux étudiés, en précisant pour chacun l'objectif, la configuration, les paramètres variés, le type d'essai, les résultats principaux et les limites identifiées.

Tableau 1.3: Tableau comparative.

Auteur	Objectif	Configuration du modèle	Paramètres variés	Type d'essai	Résultats principaux	Limites/Critiques
Krefeld & Thurston (1966) 	Isoler et quantifier l'effet de goujon	Poutre appuyée avec fissure préformée au milieu, deux blocs reliés par barres longitudinales, chargement de goujon appliqué au niveau de la fissure	Diamètre des barres, largeur de l'éprouvette, enrobage, résistance du béton, distance fissure-appui	Statique monotone	La force de goujon diminue avec la distance fissure-appui et augmente avec l'enrobage	Pas de mesure des déformations locales, cinématique de fissure imposée et non représentative des poutres réelles
Taylor (1969) 	Vérifier et étendre les résultats de Krefeld & Thurston	Série 1-2 : poutre appuyée sans étriers, similaire à Krefeld & Thurston ; Série 3 : poutre appuyée avec un étrier	Série 1 : f_c , portée de cisaillement, enrobage latéral/inférieur, nombre de barres, largeur ; Série 3 : distance fissure-étrier, taille de l'étrier	Statique monotone	Dégradation progressive de la force de goujon après fissuration	Aucune avancée méthodologique par rapport à 1966, constat de dégradation sans quantification ni explication mécanique, pas de formulation exploitable pour le dimensionnement
Autrup (2023) 	Développer des modèles mécaniques prédictifs	Poutre en béton armé sans armatures transversales, simplement appuyée, chargement concentré au milieu	Activation initiale de l'armature tendue, distance fissure-appui, diamètre des barres longitudinales, f_c	Statique monotone	Calcul de V_{dow} à partir du déplacement du goujon	Modèle théorique dépendant d'un déplacement mesuré (prédictif seulement après avoir connu le résultat expérimental), hypothèses élastique/plastique simplificatrices ignorant l'endommagement progressif
Marko Pejatović (2024) 	Isoler et quantifier l'effet de goujon sous sollicitations variées	Barre longitudinale verticale encastrée, deux blocs de béton séparés par une fissure à 45°, fibres optiques sur la barre	Angle θ entre barre-fissure, diamètre de la barre, f_c , f_y , f_u , ouverture initiale de fissure dans la direction de l'armature	Monotones et cycliques	Prédiction de $V_{dowI,u}$ (sans contribution de l'action de chaînette)	Instrumentation sophistiquée mais dispositif isolant artificiellement le goujon, interaction goujon-béton non éclairée pour les situations réelles

1.6.6. Action de chaîne

1. Définition

L'action de chaîne désigne la capacité des poutres à résister aux charges verticales par formation d'un mécanisme de type chaîne. Ce mécanisme implique le développement de déformations suffisamment importantes pour que les charges gravitaires soient principalement résistées par les composantes verticales des forces axiales développées dans les poutres, c'est-à-dire les forces de chaîne. Dans ces conditions, les poutres ne peuvent plus résister aux charges appliquées par flexion seule et cherchent une résistance supplémentaire par formation de la configuration en chaîne. Le système structural doit être suffisamment ductile pour permettre cette nouvelle configuration tout en maintenant l'intégrité nécessaire pour supporter les forces de chaîne en développement.

Ce mécanisme se développe dans une poutre latéralement contrainte soumise à de grandes déformations et constitue un mécanisme primaire de résistance à l'effondrement progressif dans le scénario typique de retrait d'une colonne [21].

2. Mécanisme physique et phases de comportement

La réponse d'une poutre latéralement contrainte se décompose en quatre étapes distinctes [21]

- ❖ Phase élastique (Elastic bending) : La poutre se comporte en flexion pure, avec de petites déformations et une force axiale négligeable.
- ❖ Phase de flexion plastique (Plastic bending) : Après la phase élastique, le déplacement augmente mais la résistance reste constante ou augmente légèrement selon le comportement d'écrouissage en flexion, jusqu'à la formation d'une rotule plastique.
- ❖ Phase transitoire (Transient stage) : Une tension axiale se développe et le comportement de la poutre est régi par une combinaison de moment fléchissant et d'effort normal. Il y a allongement de la poutre en plus de la flexion.
- ❖ Phase d'action de chaîne (Catenary action stage) : La poutre se comporte de manière similaire à un câble, et la résistance augmente grâce à la tension axiale développée.

Cette séquence est illustrée schématiquement sur la courbe charge-déplacement (Figure 1.19) où l'on observe que la résistance idéale continue de croître sans limite définie, tandis que la courbe réaliste, intégrant la dégradation de résistance, présente une limite finale [21].

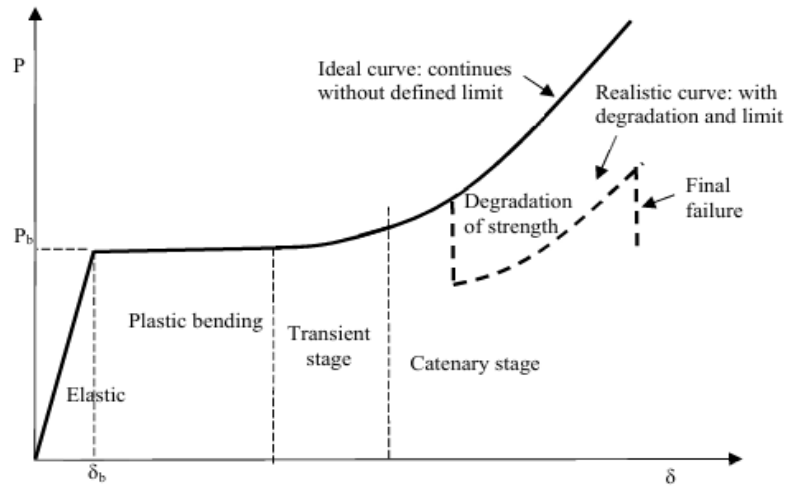


Figure 1.19 : Fonctions de résistance (courbe charge-déplacement) [21].

1.7. Traitement de l'effet de goujon dans les codes

Historiquement, la prise en compte explicite de l'effet de goujon dans les normes est relativement récente. Les premières générations de codes (jusqu'aux années 1980) intégraient implicitement ce phénomène dans la résistance du béton seul (V_c), sans en faire un mécanisme distinct. C'est avec l'évolution des connaissances sur la mécanique de la fissuration et le transfert de cisaillement aux interfaces que les normes modernes ont commencé à traiter spécifiquement cette contribution, notamment dans le contexte des reprises de bétonnage et des interfaces entre bétons de coulées différentes. L'analyse qui suit compare l'approche de l'ACI 318-19, le modèle de bielle comprimée de l'Eurocode 2 et la modélisation cinématique avancée proposée par le FIB Model Code.

Le choix de l'Eurocode 2, de l'ACI 318-19 et du FIB Model Code 2010 répond à une volonté de confronter les trois philosophies de calcul prédominantes à l'échelle internationale. L'Eurocode 2 représente l'approche européenne, privilégiant des modèles physiques comme le mécanisme de bielle-tirant où l'effet de goujon est traité de manière implicite. À l'inverse, l'ACI 318 propose une approche nord-américaine plus empirique, dont les formulations, calibrées sur de vastes bases de données expérimentales, facilitent l'application pratique en ingénierie. Enfin, l'intégration du FIB Model Code apporte une dimension scientifique fondamentale ; en décomposant finement les mécanismes cinématiques (glissement, ouverture de fissure), il permet d'appréhender la physique du phénomène là où les codes de pratique s'arrêtent à la simplification.

1.7.1. Eurocode 2-2005

Selon la norme NF EN 1992-1-1 (2005), la vérification au cisaillement est satisfaite lorsque l'effort tranchant de calcul V_{Ed} est inférieure à la résistance de calcul V_{Rd} : [22]

$$V_{Ed} \leq V_{Rd}$$

Où :

V_{Ed} correspond à l'effort tranchant de calcul résultant des actions appliquées à la section considérée, et pour les éléments sans armatures transversales l'effet de goujon est inclus implicitement dans la formule $V_{Rd,c}$ à travers le taux d'armature longitudinale ρ_l . Plus ρ_l est élevé, plus l'effet de goujon renforce la capacité de la section :

$$V_{Rd,c} = [C_{Rd,c} k (100 \rho_l f_{ck})^{1/3} + k_1 \sigma_{cp}] b_w d \quad (1.10)$$

Avec :

- $V_{Rd,c}$: L'effort tranchant résistant.
- $C_{Rd,c}$: Facteur est égale à : $C_{Rd,c} = 0.18 / \gamma_c$ avec : $\gamma_c = 1,5$.
- $K = \min \left\{ 1 + \sqrt{\frac{200}{d}}, 2 \right\}$
- ρ_l : Taux des armatures longitudinales.
- f_{ck} : Résistance de la compression du béton.
- b_w : Largeur de la poutre.
- d : Hauteur utile de la poutre.

tandis que la contribution des armatures transversales est représentée par $V_{Rd,s}$: [22]

$$V_{Rd,s} = \frac{A_{sw}}{s} z f_{ywd} \cot \theta \quad (1.11)$$

Avec :

- A_{sw} : Section transversale de l'armature d'effort tranchant.
- s : Espacement des cadres
- f_{ywd} : Limite d'élasticité de calcul de l'armature d'effort tranchant.
- z : Bras de levier.
- θ : l'angle des bielles de compression.

L'effort tranchant résistant des bielles de béton comprimé est défini par la formule :

$$V_{Rd,max} = \alpha_{cw} b_w z v_1 f_{cd} \frac{1}{\tan \theta + \cot \theta} \quad (1.12)$$

v_1 : Coefficient de réduction de résistance pour le béton fissuré en cisaillement.

Le terme α_{cw} est un terme qui permet de prendre en compte le fait d'une compression extérieure qui tend à refermer les fissures [22].

1. Treillis de Ritter Mörsch :

Le comportement d'une poutre en béton armé soumise à l'effort tranchant peut être modélisé par une structure réticulée fictive, connue sous le nom de treillis de Mörsch (Figure 1.20). Ce modèle décompose le transfert des efforts internes selon un système de triangulation où chaque composant joue un rôle spécifique dans l'équilibre de la section [23]:

- ❖ A membrure supérieure : Représentée par la zone de béton comprimé, elle assure la reprise des efforts de compression longitudinaux.
- ❖ La membrure inférieure : Constituée par les armatures longitudinales tendues, elle joue le rôle de tirant principal.
- ❖ L'âme du treillis : Située entre les deux membrures, elle est composée d'une alternance de diagonales :
 - Les bielles de béton comprimées : Inclinaison d'un angle θ par rapport à l'axe horizontal de la poutre [23].
 - Les tirants d'acier (armatures transversales) : Destinés à reprendre les efforts de traction diagonale et à limiter l'ouverture des fissures. Ces armatures peuvent être verticales ou inclinées d'un angle α .

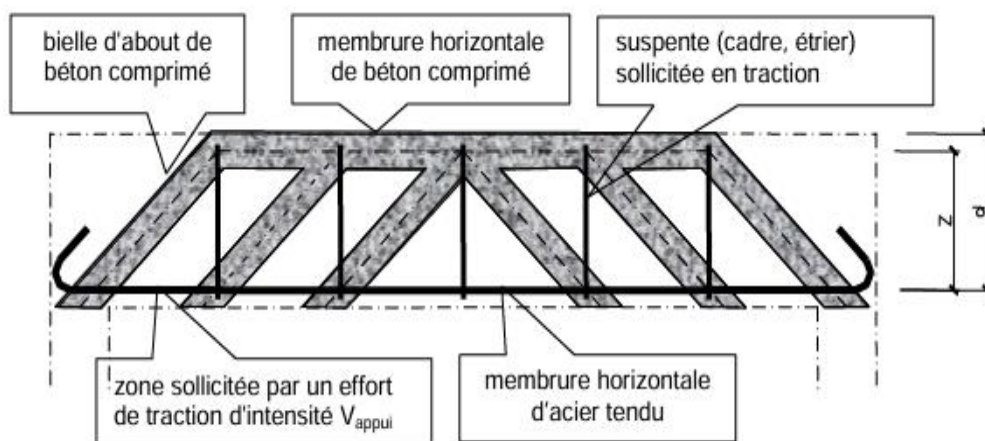


Figure 1.20 : Treillis équivalent de Ritter-Mörsch [23].

2. Prescriptions de l'Eurocode 2 sur l'inclinaison des bielles :

L'Eurocode 2 introduit une flexibilité dans le choix de l'angle θ afin d'optimiser le dimensionnement. Pour des éléments en flexion simple ou composée avec compression, l'inclinaison des bielles doit respecter les limites suivantes :

$$1 \leq \cot \theta \leq 2.5$$

Ce qui correspond à une plage angulaire de :

$$21.8^\circ \leq \theta \leq 45^\circ$$

Le choix de l'angle θ influence directement le ferrailage, une réduction de l'angle θ permet de réduire la section d'armatures transversales [22].

1.7.2. Code ACI 318

L'ACI 318 évalue la résistance au cisaillement des poutres en béton armé via un terme unique V_c (résistance fournie par le béton), fusionnant l'ensemble des contributions mécaniques dans une équation empirique [24]:

$$V_c = [0.16 \sqrt{f_c} + 17 \rho_l \frac{Vd}{M}] b_w d \quad (1.13)$$

Avec :

- V_c : l'effort tranchant résistant de la poutre.
- f_c : Résistance de la compression du béton.
- $\frac{Vd}{M}$: Moment concomitant à la force de cisaillement V sur la section considérée.
- ρ_l : Taux des armatures longitudinales.
- b_w : Largeur de la poutre.
- d : Hauteur utile de la poutre.

Dans cette formulation réglementaire, l'effet de goujon (V_d), bien que présent implicitement via le taux d'armature longitudinale ρ_w reste limité dans les sections sans armatures transversales, faute de confinement latéral ; l'effet de goujon ne développe sa contribution significative que dans les éléments disposant d'étriers.

Note : Pour éclairer la composition de ce terme global V_c , le comité conjoint ASCE-ACI 445 (1999), dans son rapport de recherche sur le cisaillement, propose une décomposition théorique plus fine de ces mécanismes complémentaires : la zone non fissurée en compression

(V_{CLZ}), l'effet d'engrènement (V_{ci}), la cohésion des granulats ou transfert à l'interface des fissures (V_a), l'effet de goujon des barres longitudinales (V_d) et l'effet d'arc (V_{arc}) [25]:

$$V_R = V_{CLZ} + V_{ci} + V_a + V_d + V_{arc} \quad (1.14)$$

1.7.3. Fédération Internationale de Béton « FIB »

Le fib Model Code 2010 définit l'effet de goujon comme la résistance en flexion des connecteurs (barres d'armature ou goujons) traversant l'interface de cisaillement. Ce mécanisme se développe principalement par la résistance à la flexion des barres lorsqu'un glissement cisailant se produit entre les deux faces de l'interface, le comportement du goujon se décompose en deux phases [26]:

- ❖ La résistance à la flexion (Phase initiale) : Pour des glissements faibles (environ 0,1 à 0,2 fois le diamètre de la barre), la résistance provient essentiellement de la rigidité en flexion de l'armature traversant la fissure. Le FIB précise que cette résistance est limitée par l'interaction avec les forces de traction axiale qui naissent de l'ouverture du joint, empêchant ainsi la formation d'un moment plastique complet dans la barre (Figure 1.21)[4].
- ❖ L'effet de flambage (Phase de grands glissements) : Lorsque le glissement devient important, l'armature s'incline. La résistance au cisaillement est alors renforcée par la composante horizontale de la force de traction dans la barre (Figure 1.22) [4].

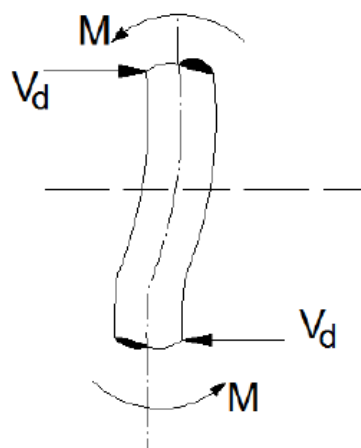


Figure 1.21 : Le mécanisme de l'effet de goujon au niveau d'une interface de cisaillement (a) flexion [26].

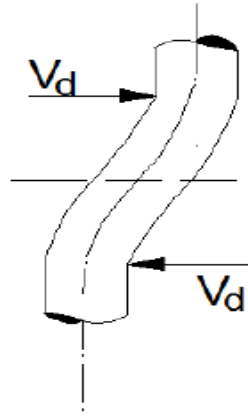


Figure 1.22 : Le mécanisme de l'effet de goujon au niveau d'une interface de cisaillement (b) flambement [26].

1. Interaction des mécanismes et ductilité :

Le FIB souligne que l'efficacité du goujon dépend du taux d'armature traversant l'interface. Une section est considérée comme ayant un comportement "non-rigide" et ductile si le taux d'armature est supérieur à 0,05%. Dans ce cas, même après la rupture de l'adhérence initiale et de l'engrènement mécanique, l'effet de goujon prend le relais pour offrir une capacité résiduelle importante [26].

2. Modélisation par superposition :

Pour la conception, le FIB adopte un principe de superposition des mécanismes (adhérence, engrènement, frottement et goujonnage). Cependant, il introduit une nuance cruciale : ces mécanismes n'atteignant pas leur maximum au même niveau de glissement, ils ne peuvent pas être simplement additionnés à leurs valeurs maximales respectives. Le FIB distingue alors deux situations :

- ❖ Adhérence forte : Comportement rigide où l'adhérence domine.
- ❖ Adhérence faible : Comportement non-rigide où le frottement de cisaillement et l'effet de goujon constituent les mécanismes principaux de résistance au cisaillement [26].

3. Approche analytique du FIB :

La résistance V_F des armatures ou des connecteurs vis-à-vis d'un effort tranchant agissant peut être estimée comme suit [26]:

$$V_F(s) \approx V_{F, \max} \left(\frac{s}{s_{\max}} \right)^{0.5} = k_{2, \max} \cdot A_s \cdot \sqrt{f_{cc} \cdot f_y} \cdot \left(\frac{s}{s_{\max}} \right)^{0.5} \leq \frac{A_s f_y}{\sqrt{3}} \quad (1.15)$$

Où :

- $V_{F, \max}$: la valeur maximal de l'effet de goujon tel que défini dans Eq. $V_{F, \max} = k_{2, \max} \cdot A_s \cdot \sqrt{f_{cc} \cdot f_{y\bar{u}}}$
- $s_{\max}$: est le glissement correspondant à l'atteinte de la résistance maximale $s \leq s_{\max} \approx 0,10\varnothing - 0,20\varnothing$;
- $k_{2, \max}$: est le coefficient d'interaction pour la résistance à la flexion au glissement $s_{\max}$, où $k_{2, \max} \leq 1,6$ pour les sections circulaires et les bétons de classe C20 à C50.

L'interaction entre les efforts de traction et la flexion entraîne une réduction de l'effet de goujon maximal possible, particulièrement lorsque la surface est rugueuse, ce qui génère des efforts de traction substantiels dans les armatures ou les connecteurs. Cette réduction de la résistance au cisaillement peut être estimée en multipliant $V_{F, \max}$ par le facteur d'interaction k_1 , qui prend en compte le degré d'utilisation [26]:

$$V_F(s) = V_{F, \max} \left(\frac{s}{s_{\max}}\right)^{0.5} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{\sigma_s}{f_y}\right)^2} = V_{F, \max} \left(\frac{s}{s_{\max}}\right)^{0.5} \cdot \sqrt{1 - k_l^2} \quad (1.16)$$

- ❖ L'effet de la rugosité : Le texte souligne que plus l'interface est rugueuse, plus l'ouverture de la fissure provoque de la traction dans l'acier. Cette traction "consomme" une partie de la capacité de la barre, laissant moins de résistance disponible pour la flexion (l'effet de goujon).
- ❖ Le facteur k_l : C'est un coefficient de réduction. Il sert à ajuster la capacité théorique du goujon pour ne pas surestimer la sécurité de l'assemblage.

1.8. Conclusion :

Ce premier chapitre a permis d'établir les fondements théoriques relatifs à l'effort tranchant dans les poutres en béton armé, en mettant un accent particulier sur l'effet de goujon. L'analyse des modes de transfert de l'effort tranchant a révélé trois contributions principales : la résistance du béton comprimé, l'effet d'engrènement des granulats et l'effet de goujon des armatures longitudinales qui interagissent de manière complexe selon les caractéristiques de l'élément. L'étude historique des modèles a montré une progression significative dans la compréhension de ce phénomène depuis les années 1960 jusqu'aux travaux les plus récents, bien que plusieurs lacunes critiques persistent : l'absence de formulation universelle pour quantifier le goujon, la sensibilité de ce mécanisme à l'ouverture et au glissement de fissure restant insuffisamment caractérisée, le manque de validation numérique rigoureuse des modèles théoriques et l'absence de convergence entre les approches réglementaires divergentes de

l'Eurocode 2, de la fib et de l'ACI 318. Face à ces incertitudes, la présente étude se positionne comme une contribution à la clarification mécanique de l'action de goujon dans les poutres sans armatures transversales, où ce mécanisme devient prépondérant, avec pour objectif de mieux cerner les conditions de son activation et d'évaluer sa contribution réelle à la résistance au cisaillement, afin d'éclairer les hypothèses des modèles de dimensionnement existants.

Chapitre 2 :

Campagnes

expérimentales de

référence

2.1. Introduction du chapitre

Dans ce chapitre, une analyse approfondie des modèles expérimentaux et des approches de modélisation de l'effet de goujon dans les poutres en béton armé est présentée. L'objectif principal est de comprendre le comportement mécanique de l'effet de goujon des armatures longitudinales, notamment en l'absence d'armatures transversales. Pour ce faire, deux études de référence ont été retenues. La première, proposée par Autrup, porte sur une nouvelle investigation expérimentale accompagnée d'une modélisation mécanique de l'action de goujon dans les poutres en béton armé. La seconde, développée par Pejatović et Muttoni, s'appuie sur des mesures expérimentales raffinées permettant une meilleure compréhension locale du phénomène.

Ce chapitre présente d'abord les principes généraux de ces deux approches, puis détaille les programmes expérimentaux, les configurations d'essais, ainsi que les principaux résultats obtenus.

2.2. Justification du choix des campagnes expérimentales

Le choix des campagnes d'Autrup et de Pejatović repose sur leur capacité à représenter le comportement de l'effet de goujon dans des configurations expérimentales adaptées à l'étude du cisaillement dans les poutres en béton armé.

La campagne d'Autrup est retenue parce qu'elle permet de quantifier finement la réponse locale de l'effet de goujon dans des configurations reliées aux poutres en béton armé sans armatures transversales. Cette étude intègre à la fois des résultats expérimentaux et une formulation mécanique, permettant de décrire le comportement global de la structure et d'établir une base de validation pour l'analyse numérique.

La campagne de Pejatović et Muttoni est sélectionnée pour la précision des mesures expérimentales et pour l'analyse locale du phénomène au niveau des barres d'armature. L'utilisation d'une éprouvette inclinée à 45° permet de reproduire un état de sollicitation proche de celui observé dans les poutres réelles, notamment en lien avec l'orientation des fissures de cisaillement. Cette configuration facilite l'étude du mécanisme de l'action de goujon dans des conditions représentatives. Ainsi, l'utilisation combinée de ces deux modèles permet de bénéficier à la fois d'une approche globale (Autrup) et d'une analyse locale détaillée

(Pejatović), ce qui renforce la fiabilité et la pertinence de l'investigation numérique développée dans ce travail.

2.3. Campagne de référence n°1 : Autrup et al. (2023)

Les études sur le cisaillement des poutres en béton armé sans armatures transversales montrent que la rupture est dominée par le développement d'une fissure critique, initialement de flexion inclinée entre 14° & 25° pour $a/d \geq 2,5$ et s'ouvrant d'abord en mode I (Ouverture de la fissure), puis évoluant en mode mixte I+II (Déplacement tangentiel)[27], [28]. Après son apparition, la résistance au cisaillement résulte de la combinaison de plusieurs mécanismes de transfert : engrènement des granulats, inclinaison du champ comprimé, contraintes résiduelles de traction et l'effet de goujon [7], [27], [29]. L'utilisation des mesures DIC (Digital Image Corrélation) couplées à des modèles constitutifs permet d'évaluer la contribution de chacun de ces mécanismes. Toutefois, la contribution réelle de l'effet de goujon dans les poutres sans armatures transversales reste débattue [30], ce qui souligne la nécessité de modèles mécaniques plus fiables pour prédire la capacité au cisaillement [7], [31].

L'effet de goujon est la force de cisaillement transmise par l'armature sous déplacement transversal. Les modèles existants l'assimilent souvent à une contribution constante liée au fendage du béton d'enrobage [27], [32], [33], sur la base d'essais simplifiés[17], [20], [34]. Toutefois, des résultats expérimentaux récents montrent que la traction initiale dans l'armature influence fortement cette contribution [35], [36], ce qui remet en cause les formulations classiques et justifie le développement de modèles mécaniques plus réalistes fondés sur les mesures DIC.

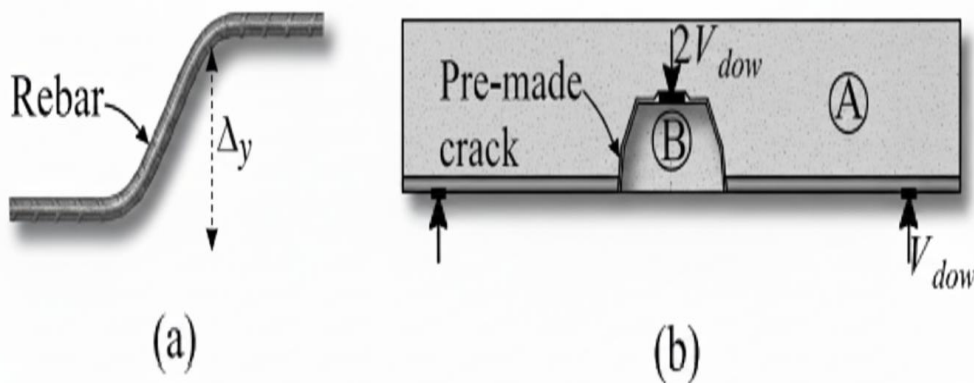


Figure 2.1 : (a) Déplacement transversal, Δy , d'une barre d'armature et (b) essai typique de goujon issu de la littérature [7].

2.3.1. Objectif scientifique

Cette étude expérimentale vise à quantifier la contribution de l'effet de goujon (dowel action) des armatures longitudinales dans la transmission des efforts tranchants à travers les fissures de cisaillement en béton armé.

Le programme comprend 34 éprouvettes testées pour analyser l'influence de trois paramètres clés :

- La contrainte initiale dans l'acier : $\sigma_{s,init} = \frac{N_{s,init}}{A_s}$
- La distance entre la fissure et l'appui : X_1
- Le diamètre des barres : $\varnothing_1$

2.3.2. Conception des éprouvettes

1. Caractéristiques géométriques :

Les éprouvettes sont constituées de deux parties distinctes (supérieure et inférieure) reliées uniquement par les armatures longitudinales traversant une fissure préfabriquée. Cette configuration permet d'isoler le phénomène d'effet de goujon.

- ❖ Fissure préfabriquée : Inclinée à 15° par rapport à la verticale, simulant une fissure de cisaillement réelle
- ❖ Armatures traversantes : 2 barres longitudinales espacées de 50 mm (entre axes), positionnées à 50 mm du centre vers le bas et les côtés
- ❖ Armatures transversales : Étriers $\varnothing 8$ mm espacés de 150 mm pour éviter la rupture prématurée par cisaillement
- ❖ Renforts locaux : 6 barres $\varnothing 10$ mm ajoutées près de la zone de chargement pour prévenir la plastification locale.

Tableau 2.1 : La géométrie et les propriétés des matériaux des éprouvettes.

Spécimen	ϕl (mm)	x_1 (mm)	V_{init} (kN)	f_y (MPa)	f_u (MPa)	E_s (GPa)	f_c (MPa)	$V_{dow,g}$ (kN)
B.12.30.80.A & B	2Ø12	300	100	574	673	206	28.9	1.8
B.16.30.80.A & B	2Ø16	300	133	522	598	199	35.9	1.8
B.20.30.20. A ^a & B ^a	2Ø20	300	48	552	670	199	32.4	1.8
B.20.30.50. A ^a & B ^a	2Ø20	300	119	552	670	199	32.8	1.8
B.20.30.80. A ^a & B ^a	2Ø20	300	190	552	670	199	33.9	1.8

Avec :

ϕl	Diamètre des barres d'armature longitudinales	mm
x_1	Distance entre le support et la fissure	mm
V_{init}	Effort tranchant initial appliqué	kN
f_y	Limite d'élasticité de l'acier	MPa
f_u	Résistance ultime de l'acier	MPa
E_s	Module d'élasticité de l'acier	GPa
f_c	Résistance à la compression du béton	MPa
Δ_y	Déplacement vertical (effet de goujon)	mm

NB : La résistance à la compression uniaxiale du béton f_c est basée sur l'essai de cylindres de 100 × 200 mm et multipliée par un facteur de correction de 0,97 pour obtenir la résistance équivalente de cylindres de 150 × 300 mm [37].

V_{dow} : est le poids propre de la partie inférieure de l'éprouvette et est ajouté à l'effort de goujon mesuré.

^a : La fissuration s'est produite dans la partie inférieure de l'éprouvette et n'est donc pas incluse dans l'analyse.

2.3.3. Procédure d'Essai

1. Matériaux :

Sur la base d'une formulation de béton identique (Tableau 2.2), quatre cylindres ont été confectionnés lors du coulage de chaque éprouvette afin d'évaluer la résistance à la compression (Tableau 2.1). Concernant l'armature, des aciers ordinaires présentant une limite d'élasticité comprise entre 522 MPa et 574 MPa ont été utilisés (Tableau 2.1), avec un module

d'Young des armatures tendues a été déterminé à partir de six essais de traction réalisés pour chaque diamètre [38].

Tableau 2.2 : Formulation du béton

Composant	Dosage (kg/m ³)
Sable (0–4 mm)	942
Granulats fins (4–8 mm)	846
Superplastifiant	2,75
Eau	153
Ciment	330

2. Déroulement et Montage Expérimental :

L'essai se déroule en deux phases (Figure 2.2, Figure 2.3) application de l'effort tranchant initial V_{init} (vérin supérieur), puis de l'effort de goujon V_{dow} (vérin inférieur) à activation constante de l'armature.

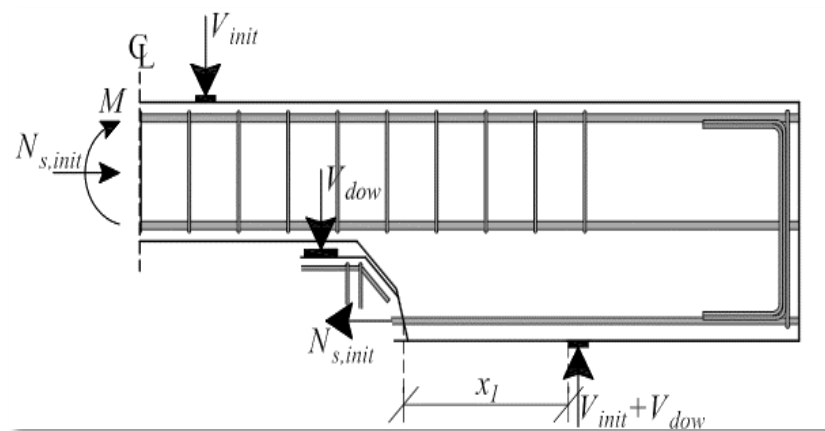


Figure 2.2 : Schéma des forces agissant sur les éprouvettes en corps libre [11].

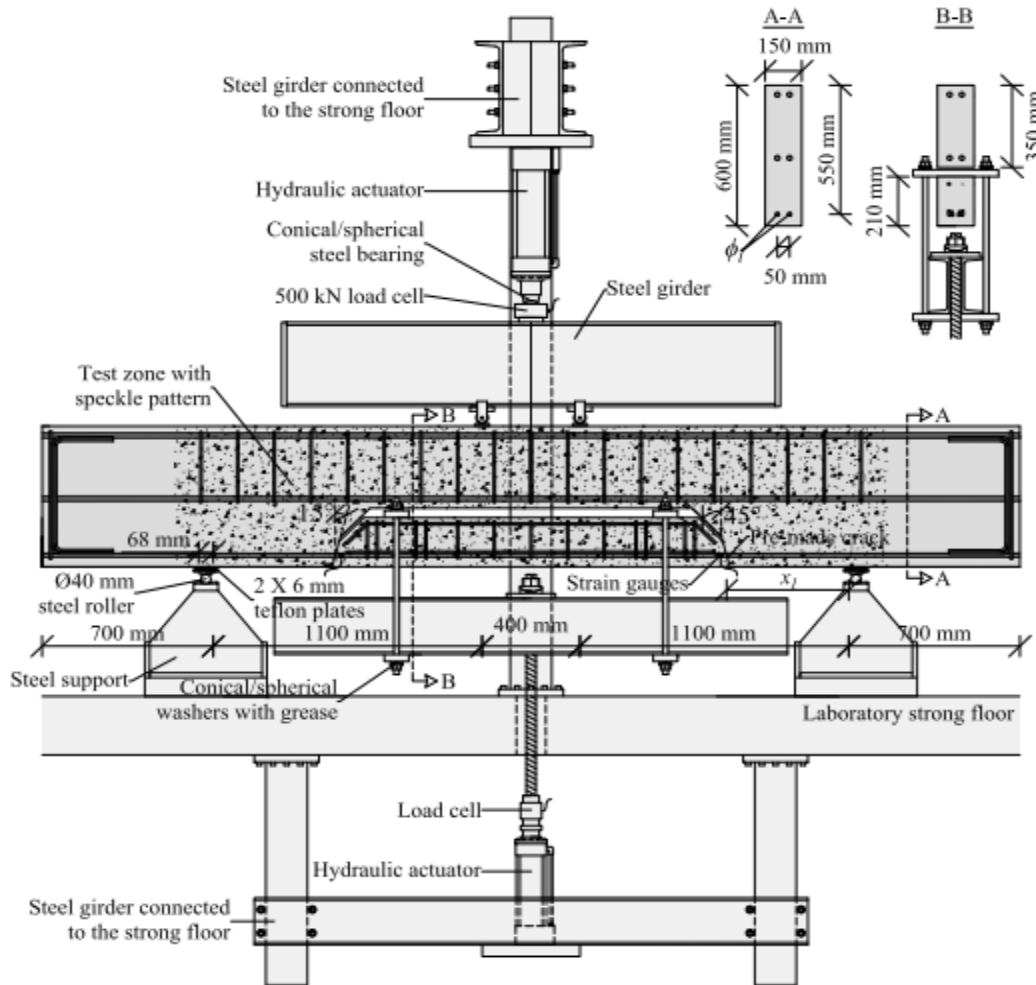


Figure 2.3 : Dispositif d'essai, détails de la géométrie et forces agissant sur l'éprouvette [7].

Le déplacement de goujon et la rotation de l'armature longitudinale sont mesurés en continu par corrélation d'images numériques tridimensionnelles (DIC), décrite en Section 2-4, (Figure 2.4 (a)) illustre la relation force-déplacement mesurée pour V_{init} et V_{dow} , ainsi que le déplacement vertical relatif Δy de la partie inférieure de l'éprouvette au niveau de la fissure préexistante.

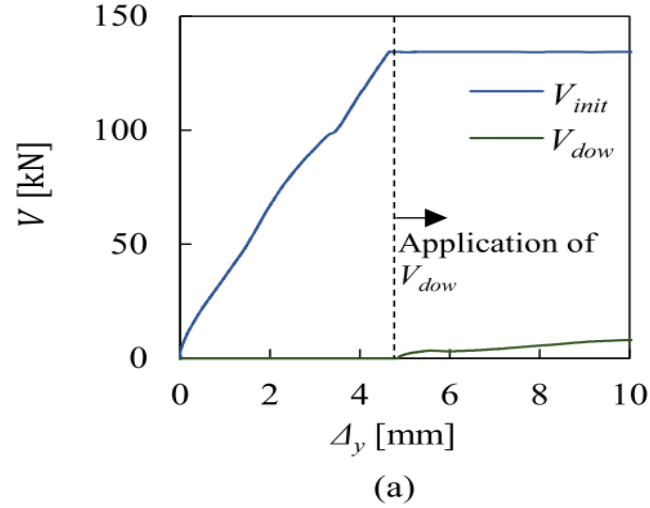


Figure 2.4 : (a) relation force–déplacement mesurée pour l'effort initial et l'effort de goujon, ainsi que le déplacement vertical de la partie inférieure de l'éprouvette au niveau de la fissure préexistante [7].

3. Contrainte de traction initiale :

La contrainte initiale $\sigma_{s,init}$ est estimée à partir de la déformation mesurée et du module d'Young. Une relation lissée polynomiale (Éq 2.1) relie $\sigma_{s,init}$ à V_{init} :

$$\sigma_{s,init} = \frac{\sqrt{b^2 - 4V_{init}a} - b}{2.A_s.a} \quad (2.1)$$

avec $a = -1,773 \cdot 10^{-9}$, $b = 1,21 \cdot 10^{-3}$, V_{init} en kN et A_s en mm². Cette relation empirique, validée par la (Figure 2.5) pour différents diamètres d'armature, est spécifique aux essais présentés.

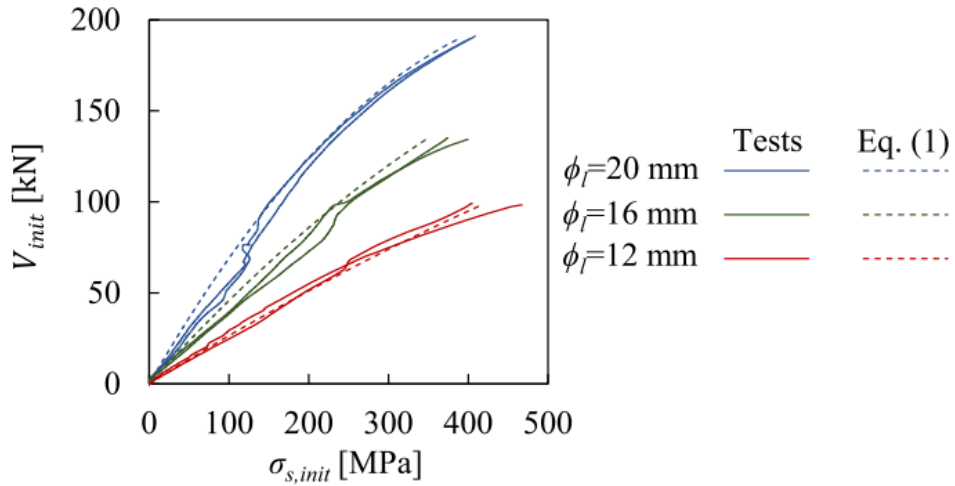


Figure 2.5 : Comparaison entre la relation estimée et l'ajustement lissé entre V_{init} et $\sigma_{s,init}$ selon l'Éq 2.1 [7].

4. Observations expérimentales :

Au cours des essais, des fissures horizontales et inclinées se développent avant l'application de V_{dow} . La (Figure 2.6) présente la cinématique de fissuration pour deux éprouvettes représentatives : **(a)** B.20.30.20.A ($\sigma_{s,init}=60$ MPa) et **(b)** B.20.30.80.B ($\sigma_{s,init}=364$ MPa),

avec les courbes force–déplacement associées. Les couleurs des lignes correspondent aux niveaux de charge indiqués par les marqueurs.

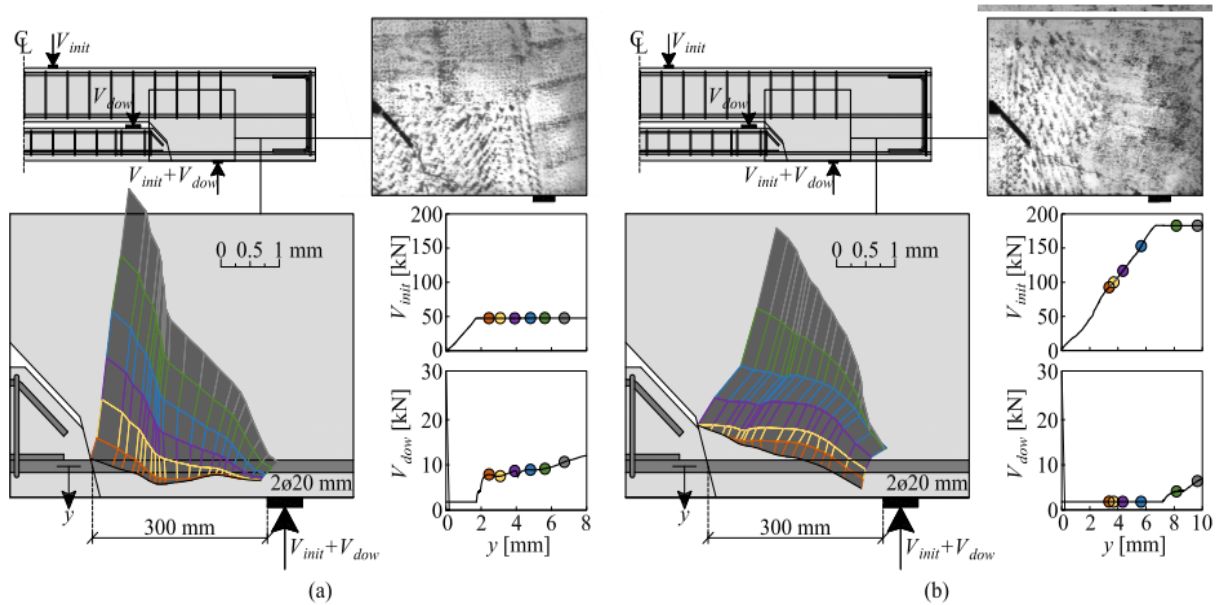


Figure 2.6 : Cinématique de fissuration et réponse force–déplacement de goujon pour 2 essais représentatifs : (a) B.20.30.20.A et (b) B.20.30.80.B [7].

L'éprouvette B.20.30.20.A développe une fissure de délaminage à $V_{dow}=8$ kN, propageant depuis la fissure préexistante vers l'appui puis se stabilisant. À l'inverse, B.20.30.80.B présente une fissure inclinée dès $V_{init}=88$ kN ($\sigma_s=131$ MPa), résultant vraisemblablement de l'interaction entre l'effort de traction transféré au béton et l'effet de coincement de l'armature [35], [36].

Ce développement de fissure lors de l'application de V_{init} a été observé pour la plupart des éprouvettes à $\sigma_{s,init} \approx 130$ MPa [37], avec stabilisation jusqu'à $\Delta y \approx 15$ mm. Certains essais avec $\sigma_{s,init} > 130$ MPa n'ont pas présenté de fissuration initiale mais une réponse similaire. Les formes observées correspondent aux fissures de goujon classiques [6], [31], [33].

La (Figure 2.7) montre l'influence de la distance x_1 sur la géométrie des fissures pour $\varnothing l=16$ mm : pente verticale à $x_1=50$ mm, quasi horizontale à $x_1=500$ mm. L'absence de fissure initiale (Figure 2.7 (c)) n'affecte pas la réponse force-déplacement. Des mesures pour $\varnothing l=12$ mm sont en Annexe.

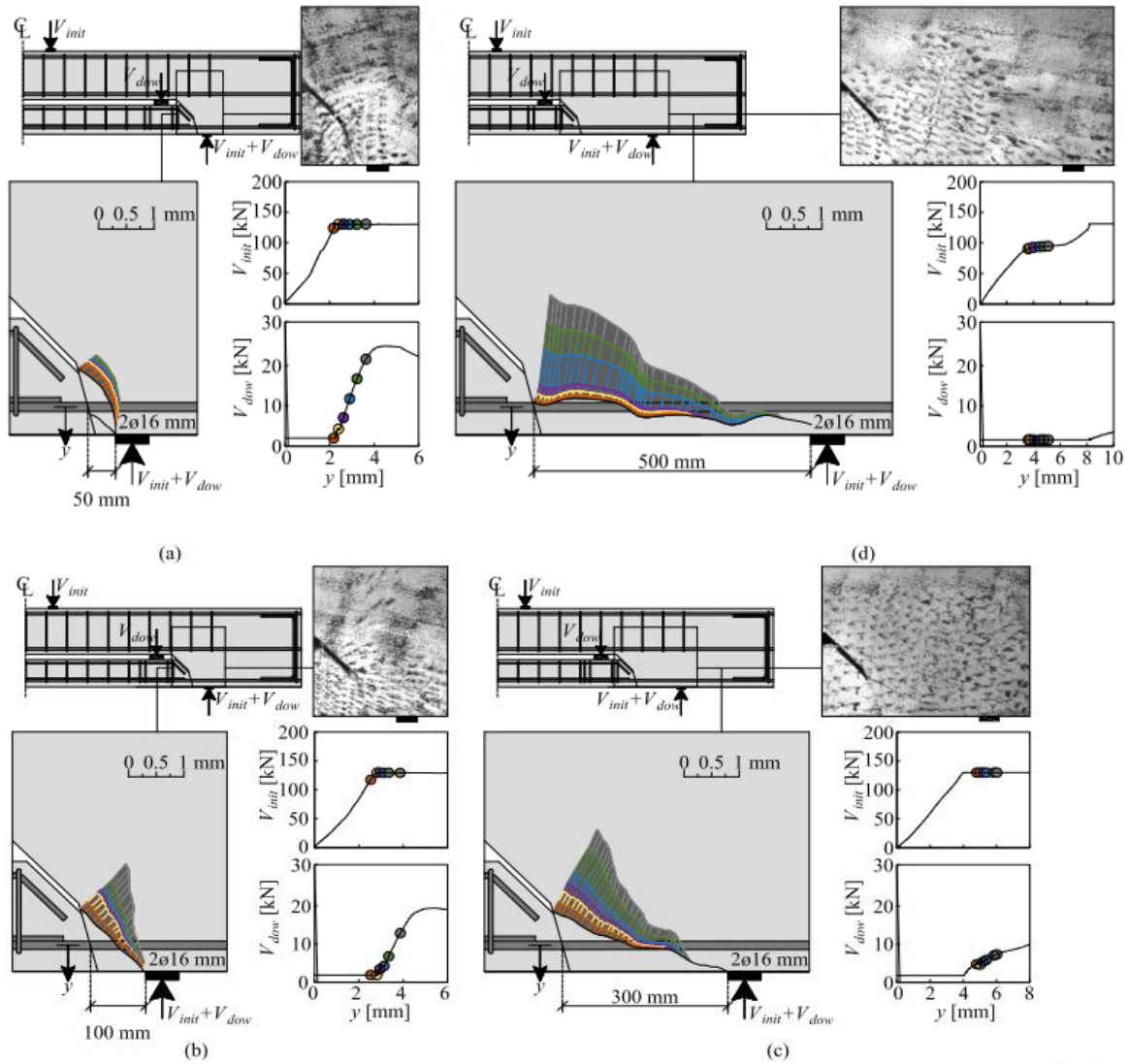


Figure 2.7 : Cinématique de fissuration mesurée et réponse force de goujon-déplacement de goujon pour (a) l'éprouvette B.16.05.80.A, (b) l'éprouvette B.16.10.80.A, (c) l'éprouvette B.16.30.80.B et (d) l'éprouvette B.16.50.80.A [7].

Ces résultats indiquent que le transfert d'effort tranchant par l'effet de goujon, pour une activation réaliste de l'armature, doit être estimé à partir du déplacement et des propriétés mécaniques du goujon, et non de la résistance à la fissuration de l'enrobage [7], [27], [39]. La contribution du béton doit être négligée.

Les éprouvettes avec $x_1 \leq 100$ mm et $\varnothing \geq 16$ mm (fissures dans la partie inférieure), ainsi que celles avec $x_1 = 500$ mm et $\varnothing = 20$ mm (grande fissure de cisaillement), sont exclues de l'analyse (Tableau 2.1).

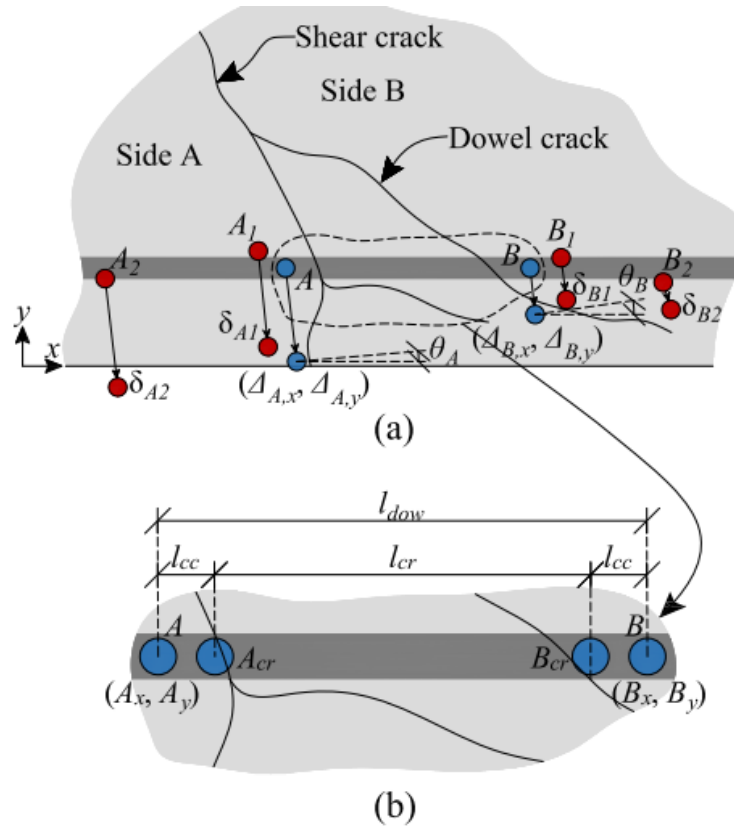


Figure 2.8 : Mesure de déplacement du goujon (dowel displacement) à partir des mesures de corrélation d'image numérique (DIC - Digital Image Correlation)[7].

2.3.4. Variables étudiées

Le déplacement de goujon est déterminé à partir de quatre points de mesure situés dans le champ de déplacement DIC (A_1 , A_2 , B_1 et B_2 , voir Figure 2.8 (a)),

- ❖ Points de déplacement : A_1 et B_1 (décrivent le déplacement de corps rigide des côtés A et B de la fissure de goujon) avec A_1 , A_2 , B_1 , B_2 , Les coordonnées à l'état non déformé
- ❖ Points de rotation : A_2 et B_2 (décrivent la rotation de corps rigide des côtés A et B)

Avec A_1 , A_2 , B_1 , B_2 , Les coordonnées à l'état non déformé δA_1 , δA_2 , δB_1 , δB_2 Les coordonnées à l'état déformé.

- ❖ Définition des coordonnées aux points A et B

Définition des positions critiques pour le calcul du déplacement vertical du goujon :

- Point A (intersection fissure de cisaillement/armature) : Déterminé par la coordonnée x de l'intersection entre la fissure de cisaillement préfabriquée et l'armature: $A_x = A_{1,x} + l_c/2$ (où l_c = longueur horizontale de la fissure de goujon)

- Point B (intersection fissure de goujon/armature): Déterminé par la coordonnée x de l'intersection entre la fissure de goujon et l'armature : $B_x = B_{1,x} + l_{\text{dowel}}$ (où l_{dowel} = longueur libre du goujon)

❖ Équations de calcul

- Les rotations de corps rigide :

$$\theta_A = \arctan\left(\frac{\delta A_{1,y} - \delta A_{2,y}}{\delta A_{1,x} - \delta A_{2,x}}\right) - \arctan\left(\frac{A_{1,y} - A_{2,y}}{A_{1,x} - A_{2,x}}\right) \quad (2.2)$$

$$\theta_B = \arctan\left(\frac{\delta B_{2,y} - \delta B_{1,y}}{\delta B_{2,x} - \delta B_{1,x}}\right) - \arctan\left(\frac{B_{2,y} - B_{1,y}}{B_{2,x} - B_{1,x}}\right) \quad (2.3)$$

- Les déplacements verticaux des côtés A et B :

$$\Delta_{A,y} = A_y - \delta A_{1,y} - \cos(\theta_A)(A_y - A_{1,y}) - \sin(\theta_A)(A_x - A_{1,x}) \quad (2.4)$$

$$\Delta_{B,y} = B_y - \delta B_{1,y} - \cos(\theta_B)(B_y - B_{1,y}) - \sin(\theta_B)(B_x - B_{1,x}) \quad (2.5)$$

- Le déplacement du goujon final :

$$\Delta_p = \Delta_{A,y} - \Delta_{B,y} \quad (2.6)$$

Le déplacement du goujon Δ_p correspond à la différence entre les déplacements verticaux des côtés A et B de la fissure, calculé à partir des mesures DIC en supposant un comportement de corps rigide du béton, avec les positions des points A et B déterminées manuellement [40].

2.3.5. Résultats clés utiles pour la validation

les éléments où la fissure de goujon s'est développée avant l'application de V_{dow} ($\sigma_{s,\text{init}} > 130$ MPa), le déplacement Δy a été évalué sur la longueur totale de la fissure stable.

Les éprouvettes à faible activation (Figure 2.9 (a)) présentent une réponse rigide-plastique ($V_{\text{dow}} = 8$ kN) jusqu'à $\Delta y = 4$ mm [17], [20], puis rigidité croissante. Pour les activations élevées, la réponse est linéaire jusqu'à $\Delta y = 6 - 10$ mm. À faible déplacement ($\Delta y < 4$ mm), l'effort de goujon est plus élevé pour les faibles activations.

Pour x_1 variables (Figure 2.9 (b),(c)), la rigidité augmente quand x_1 diminue : réponse linéaire jusqu'à $\Delta y = 10$ mm pour les goujons longs ($x_1 > 100$ mm), phase linéaire courte ($\Delta y = 2 - 4$ mm) puis non linéaire pour les courts ($x_1 \leq 100$ mm). La rigidité croît également avec le diamètre.

Ces réponses élastique linéaire puis plastique non linéaire, dépendant du diamètre et de x_1 , fondent la modélisation mécanique proposée.

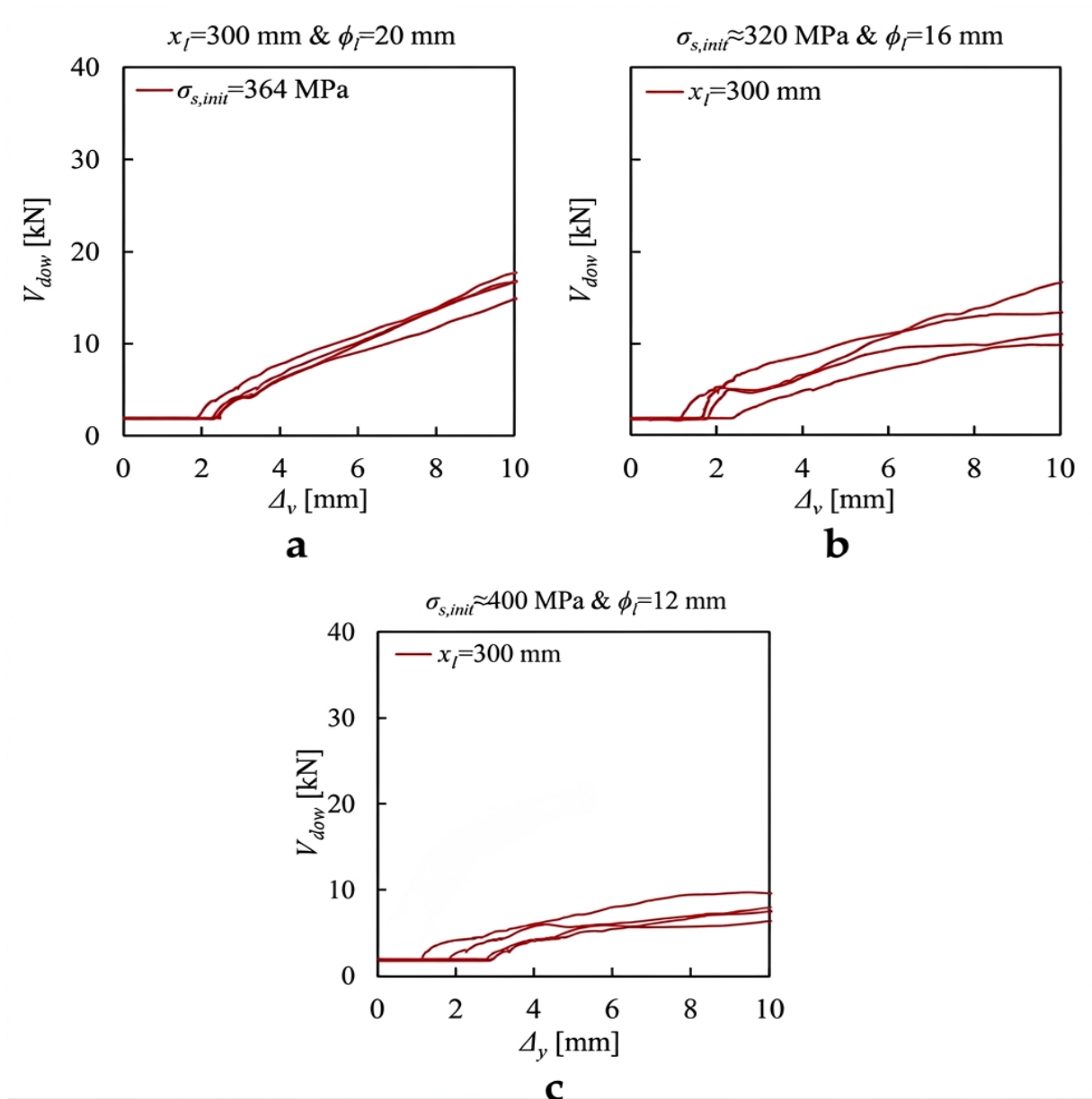


Figure 2.9 : Relation force de goujon-déplacement de goujon mesurée pour les essais des éprouvettes avec (a) différents niveaux d'activation de l'armature tendue, $\sigma_{s,init}$, (b) différentes distances de la fissure préfabriquée à l'appui, x_f et $\phi_f=16 \text{ mm}$, et (c) différents x_f et $\phi_f=12 \text{ mm}$ [7].

2.3.6. Limites et précautions d'interprétation

L'étude expérimentale d'Autrup et al., présente des limites quant à sa transposition aux structures réelles, liées à la conception même du dispositif d'essai et aux conditions de chargement appliquées.

Tableau 2.3 : Interprétation des résultats d'Autrup et al.

Observation expérimentale	Limite d'interprétations
Activation de l'armature par force imposée	Modifie l'état de contraintes dans l'enrobage ; ne reflète pas toutes les séquences de chargement rencontrées en pratique
Réponse quasi rigide-plastique pour faible activation de la traction	Comportement spécifique au dispositif sans armatures transversales ; en poutre, la présence d'étriers modifie la répartition des contraintes
Modèle élastique linéaire	Ignore l'endommagement progressif du béton sous la barre
Modèle plastique rigide	Néglige la déformabilité avant plastification
Variation de la distance fissure-appui ($x_1 = 50\text{--}500\text{ mm}$)	Paramètre contrôlé en laboratoire ; en structure réelle, cette distance résulte de la mécanique de fissuration et n'est pas imposée
Absence de mesures de déformations dans la barre	Contraintes locales estimées indirectement ; la comparaison avec des mesures affinées (fibres optiques) n'est pas possible
Isolement du mécanisme de goujon	Pas d'interaction avec l'engrènement des granulats et la bielle comprimée en poutre complète

2.4. Campagne de référence n°2 : Pejatović & Muttoni (2024)

Dans les structures en béton armé, l'armature longitudinale est généralement dimensionnée pour résister uniquement aux efforts de flexion. Sa capacité à transmettre des efforts transversaux par l'effet de goujon est habituellement négligée, bien qu'elle contribue significativement à la transmission de ces derniers (Figure 2.10).

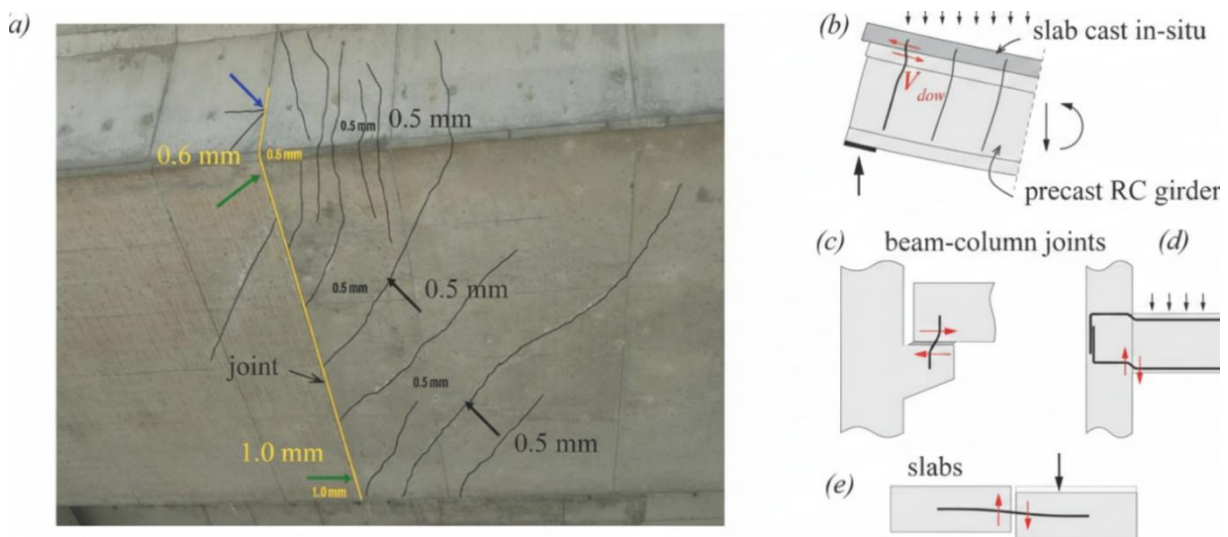


Figure 2.10 : (a) Fissures dues à la torsion dans le viaduc de Weyermannshaus (Berne, Suisse) et (b–e) autres cas où l'effet de goujon peut se produire [15].

Les codes et les règlements (Eurocode 2, FIB10, ACI 318) sous-estiment souvent cette résistance, ce qui peut entraîner des renforcements inutiles lors de l'évaluation des structures existantes.

La présence d'un effort axial de traction dégrade la réponse au goujon en réduisant la rigidité de l'enrobage et la capacité en flexion de la barre [41], [42], [43].

Ce modèle présente une investigation expérimentale utilisant la corrélation d'images numériques (DIC-3D) et des capteurs à fibres optiques afin de mesurer les champs de déplacement et les distributions de déformations dans des barres enrobées soumises à des chargements monotones et cycliques.

2.4.1. Objectif scientifique

Le présent programme expérimental vise à investiguer l'effet de goujon des armatures longitudinales dans le transfert de l'effort tranchant. Il s'articule autour de la série DP (Dowel action), conçue pour isoler et quantifier ce mécanisme dans les poutres.

2.4.2. Conception des éprouvettes

L'architecture des éprouvettes visait à reproduire le comportement de détails structuraux confinés au niveau des fissures ou d'interfaces entre éléments (Figure 2.11).

1. Caractéristiques géométriques :

La campagne d'essais comportait 11 éprouvettes de type bloc de béton :

- ❖ Bloc en deux parties séparées par une entaille préfabriquée lisse (tôles d'acier retirées après durcissement), avec fine couche de béton autour de la barre pour simuler la fissure
- ❖ Dimensions générales : hauteur $h = 300$ mm, largeur $b = 240$ mm (éprouvette à 90°) ou $b = 300$ mm (éprouvettes à 45° et 70°), longueur $l = 300$ mm
- ❖ Une barre d'armature nervurée isolée de diamètre $\varnothing_1 = 20$ ou 14 mm, soumise à l'effet de goujon. (Tableau 2.4).
- ❖ Barres de longueur 500 mm étaient encastrées symétriquement dans les blocs. Les extrémités filetées permettaient l'ancrage au dispositif d'essai (Figure 2.12)[16].

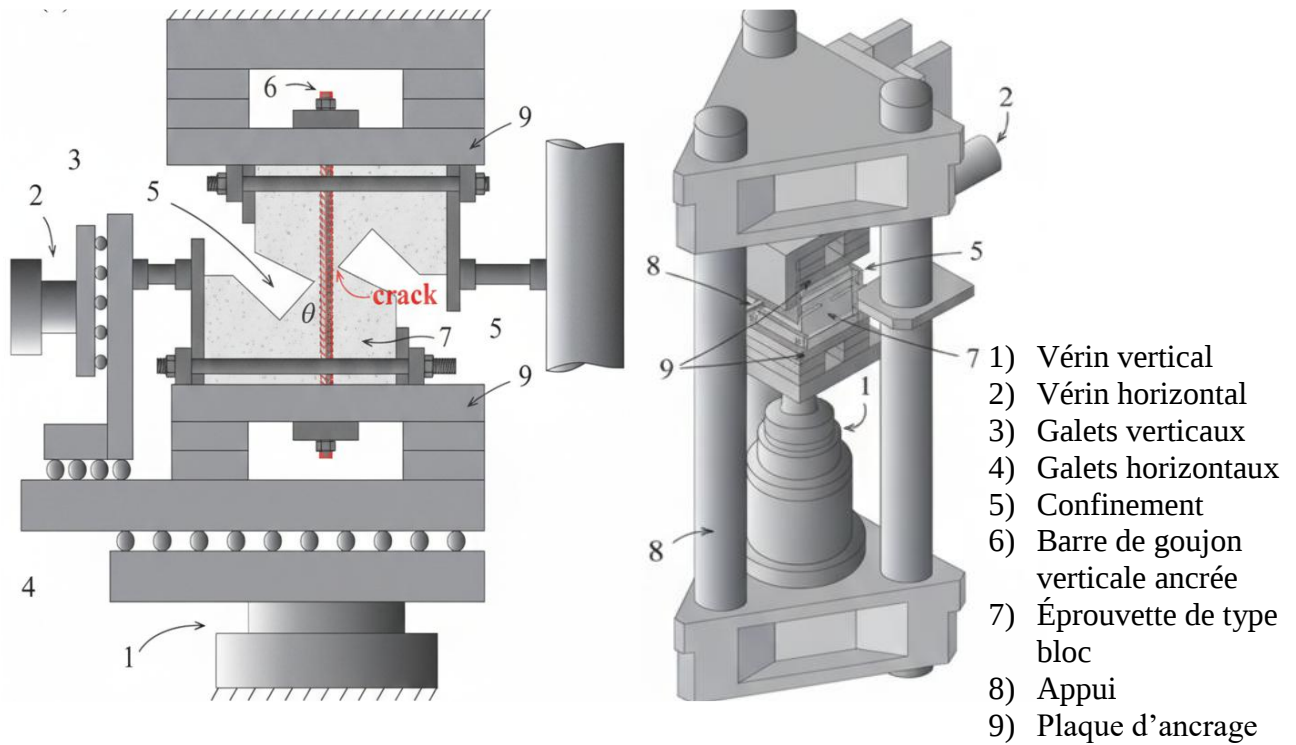


Figure 2.11 : Dispositif expérimental et éprouvettes [15].

Tableau 2.4 : Propriétés des essais d'effet de goujon (série DP)

Réf du Test	θ (°)	$\varnothing_l$ (mm)	f_c (MPa)	f_y^a (MPa)	f_u (MPa)	Type de teste	α (°)	$\delta_{ll,init}$ (mm)	N_{init} (kN)	$V_{dow,l,u}$ (kN)
DP2008	45	20	38,3	524	606	Monotone	0	0,2	120	32,8
DP2027	45	20	36,2	520	590	Cyclique / Monotone	0	0,1	51,1	35,5
DP1411	45	14	38,9	510	584	Monotone	0	0,2	51,4	19
DP1437	45	14	38,4	547	618	Cyclique / monotone	0	0,2	38,7	18,1

^a la limite d'élasticité est déterminée à une déformation résiduelle de 0,2 %

- ❖ Orientation de la fissure : L'angle θ entre l'axe de la barre et le plan de la fissure (Figure 2.12), était variable : 90° (perpendiculaire), 45° ou 70°
- ❖ Détail au voisinage de la fissure : La géométrie locale au droit de la fissure différait selon l'angle θ (Figure 2.12):
- ❖ $\theta = 90^\circ$: béton comprimé sur une hauteur = $\varnothing l/2$, entaille de 1 mm
- ❖ $\theta = 45^\circ$: béton comprimé avec angle de 45°, entaille = $\varnothing s/3$
- ❖ $\theta = 70^\circ$: béton comprimé avec angle de 70°, entaille = $\varnothing s/3$

Le confinement était assuré par quatre cadres Ø10 mm par demi-éprouvette et des plaques d'acier fixées par barres filetées (Figure 2.12), prévenant la fissuration globale du béton

tout en alignant la force de cisaillement avec sa réaction horizontale, sans affecter la réponse au goujon.

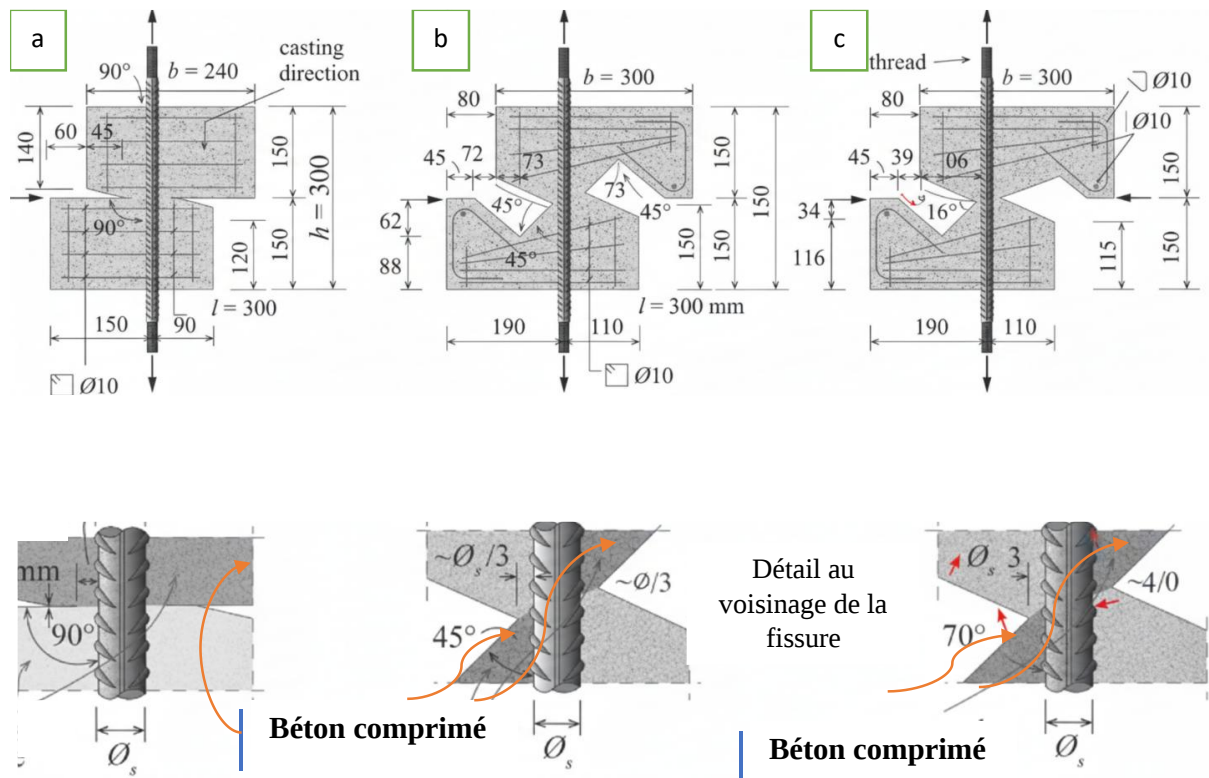


Figure 2.12 : Géométrie des éprouvettes, disposition des armatures et forces appliquées pour des angles de 90°, 45° et 70° [15].

Avec :

θ	Angle de la fissure par rapport à l'axe de référence	°
$\varnothing_l$	Diamètre nominal d'armature longitudinales	mm
f_c	Résistance moyenne à la compression du béton.	kN
f_y	Limite d'élasticité de l'acier (déterminée à 0,2 % de déformation résiduelle).	MPa
f_u	Résistance ultime de l'acier	MPa
α	Angle d'inclinaison de la fissure ou du plan de cisaillement.	°
$V_{dow,L,u}$	Effort tranchant ultime transmis par effet de goujon.	MPa
$\delta_{ll,init}$	Glissement longitudinal initial mesuré au niveau de la fissure.	mm
N_{init}	Effort normal initial appliqué avant le chargement en cisaillement.	MPa

2.4.3. Procédure d'Essai

1. Propriétés des matériaux :

- ❖ Béton : Un béton à granulats concassés ($d_{\max} = 16 \text{ mm}$) a été utilisé. La résistance à la compression f_c (mesurée sur cylindres $\varnothing 160 \times 320 \text{ mm}$) était en moyenne de 36,3 MPa (série DP) et 27,5 MPa (Tableau 2.4).
- ❖ Acier : Des barres à haute adhérence $\varnothing l = 14 \text{ mm}$ et 20 mm ont été employées. Leurs propriétés mécaniques sont illustrées à la (Figure 2.13) (courbes contrainte-déformation).

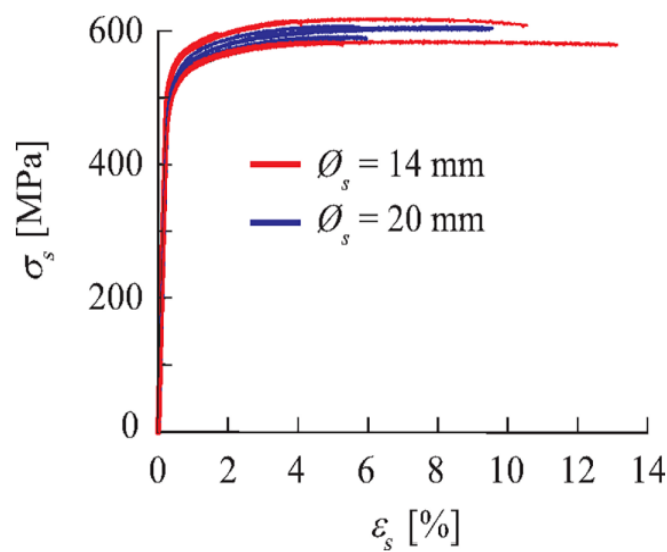


Figure 2.13 : Courbes contrainte-déformation de l'acier d'armature [15].

2.4.4. Instrumentation

Les efforts étaient mesurés par capteurs de force, et les déplacements 3D par DIC-3D [40], [44] (résolution 0,16–0,22 mm/pixel, (Figure 2.14 (b))). Le traitement des images était réalisé avec VIC-3D[44], après vérification du bruit (précision : 1/70 et 1/20 de pixel pour les déplacements dans le plan et hors plan).

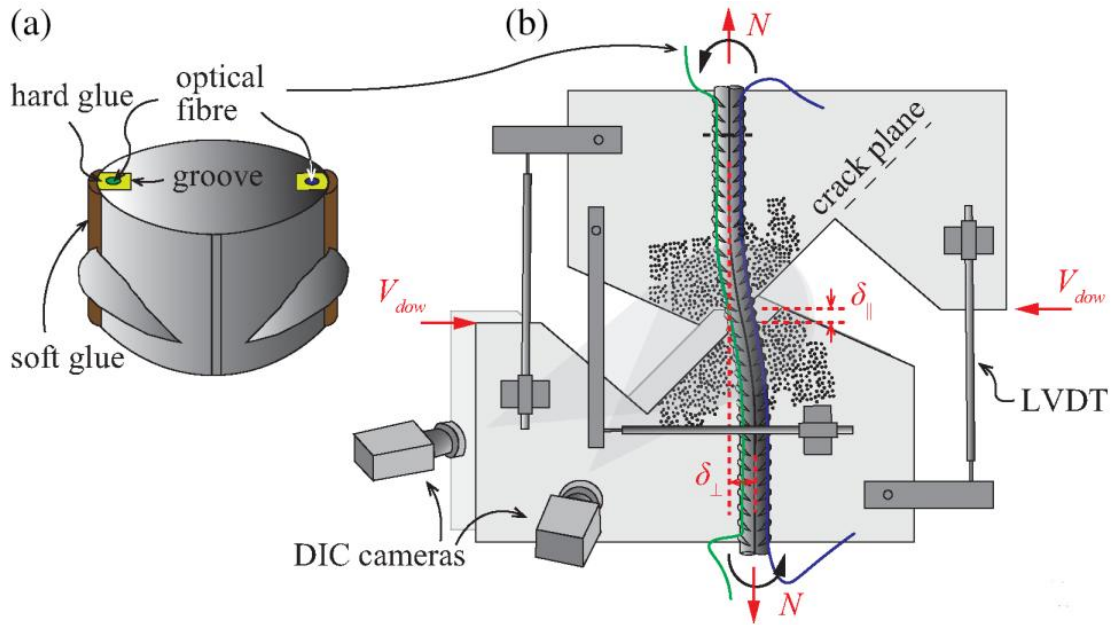


Figure 2.14 : Dispositif de mesure :(a) fibres optiques collées sur la barre d'armature ;(b) système (DIC) et capteurs LVDT mesurant les rapports $\delta_{\parallel} / \delta_{\perp}$ [15].

- ❖ Le logiciel VIC-3D[44] : était utilisé pour l'analyse et le post-traitement. Avant chaque essai.
- ❖ Capteurs LVDT :
 - a. 4 LVDT verticaux : contrôle de l'ouverture de fissure $\delta_{\parallel}$ (déplacement relatif entre les deux lèvres de fissure dans la direction de l'axe de la barre, (Figure 2.14))
 - b. 2 LVDT horizontaux : contrôle et mesure du déplacement transverse Δy (déplacement relatif perpendiculaire à l'axe de la barre)
- ❖ Fibre optique : Les déformations longitudinales du goujon étaient suivies par fibres optiques collées dans des rainures sur deux faces opposées de la barre (Figure 2.14 (b)). L'analyse par réflectométrie OFDR (logiciel Odisi-B[45]) offrait une résolution spatiale de 0,65 mm [39], [43], [44]. Une protection au silicone souple était parfois ajoutée pour atténuer les perturbations liées aux concentrations de contraintes au niveau des nervures[40].

2.4.5. Essais monotones

Les essais monotones ont été réalisés sous contrôle en déplacement pour suivre la réponse complète du goujon jusqu'à la rupture de la barre. Ils se déroulaient en deux phases :

- ❖ PhaseI (Mode I) : traction de la barre pour imposer une ouverture de fissure initiale $\delta_{||,init}$ dans la direction de l'armature.
- ❖ PhaseII (Mode Mixte) : application d'un déplacement transverse croissant Δy (composante d'ouverture perpendiculaire à l'armature), soit à $\delta_{||}$ constant (Mode II), soit proportionnel à Δy (Mode Mixte).

La (Figure 2.15) présente les résultats en termes d'effort de cisaillement V_{dow} et d'effort axial global N en fonction du déplacement transverse Δy , pour différents angles θ et diamètres $\varnothing l$. Les (Figure 2.15 (a),(c)) montrent la réponse jusqu'à $\Delta y = 3$ mm, tandis que les (Figure 2.15 (b),(d)) illustrent la réponse complète jusqu'à rupture.

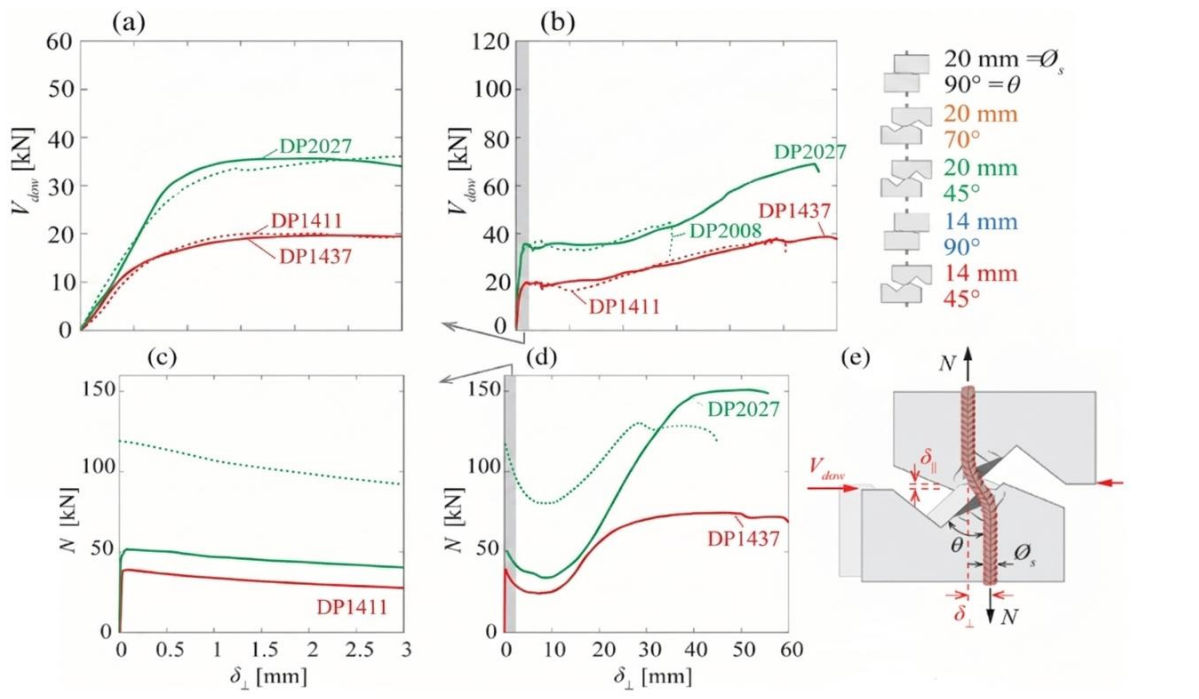


Figure 2.15 : Résultats expérimentaux sous chargement monotone : force de goujon V_{dow} et effort axial global N en fonction du déplacement transverse, (a, c) réponse élastique et plastique jusqu'à un déplacement $\Delta y = 3$ mm, (b, d) réponse complète jusqu'à la rupture [15].

1. Observations principales

- ❖ Régime élastique linéaire pour les petits déplacements transverses
- ❖ Plastification de la barre et écrasement local du béton sous la barre au voisinage de la fissure, réduisant la rigidité initiale (Figure 2.15 (a))
- ❖ Plateau horizontal lors du développement d'une rotule plastique et atteinte de la résistance du béton (modèle de Rasmussen [46]), défini comme résistance de premier ordre $V_{dow,I,u}$

- ❖ Activation de l'action de chaînette après le plateau, permettant une augmentation supplémentaire de la force de goujon pour des déplacements transverses supérieurs à environ un diamètre de barre (Figure 2.15 (b))
- ❖ Rupture de la barre au droit de la section critique (combinaison maximale de déformations axiales locales dues à la flexion et effort axial)

L'effort axial mesuré diminue jusqu'à $\Delta y = \phi/2$ (perte d'adhérence béton-acier et plastification locale), puis augmente à nouveau par activation de l'action de chaînette (Figure 2.16 (d)). Pour les grands déplacements, la résistance résulte de deux composantes : la composante de premier ordre $V_{dow,I}$ (effort tranchant dans la barre) et l'action de chaînette $V_{dow,cat}$ (composante transverse de l'effort axial incliné local N' dans la barre déformée, (Figure 2.16 (f)). Lorsque la force axiale locale atteint la résistance plastique $N_p = \pi \cdot \phi \cdot l \cdot 2f_y / 4$, la section ne peut plus résister de moment fléchissant et la résistance au goujon est assurée uniquement par l'action de chaînette.

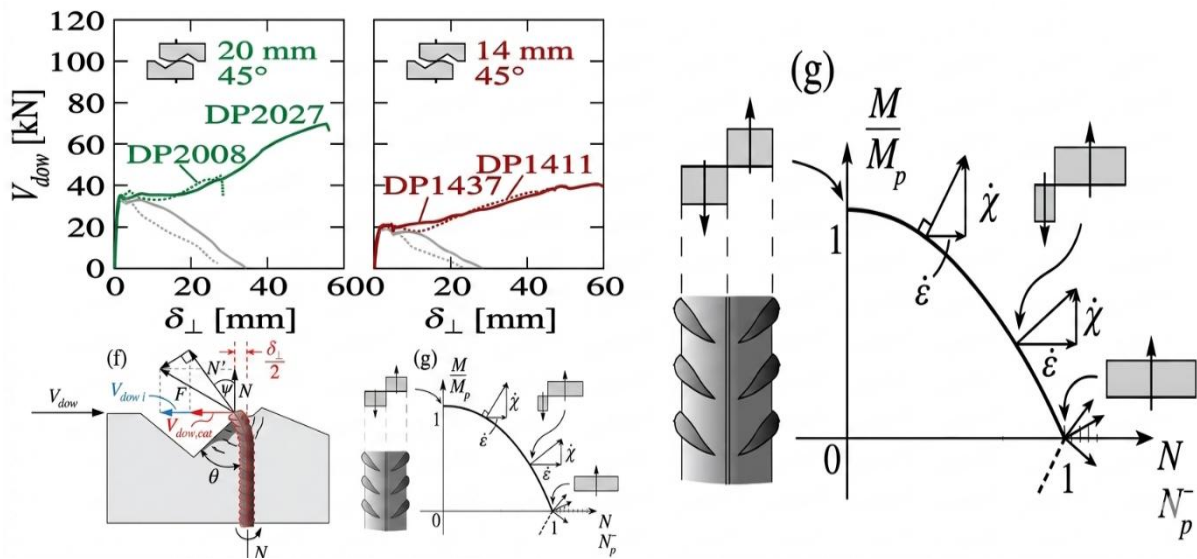


Figure 2.16 : (a),(b) Développement de l'action en chaînette au cours des essais monotones en fonction du déplacement transversal, (g) domaine de plastification d'une section transversale circulaire d'armature [15].

2. Influence de l'angle entre la barre et la fissure

La (Figure 2.17) présente l'éprouvette DP2008, caractérisée par un angle de fissure à 45°, un diamètre de barre de 20 mm et un protocole de déplacement ($\alpha = 0$). L'essai a présenté une rupture prématurée par rupture d'ancrage. L'angle de fissure influence significativement la rigidité initiale et la résistance finale, les angles plus faibles réduisant à la fois la résistance et la rigidité.

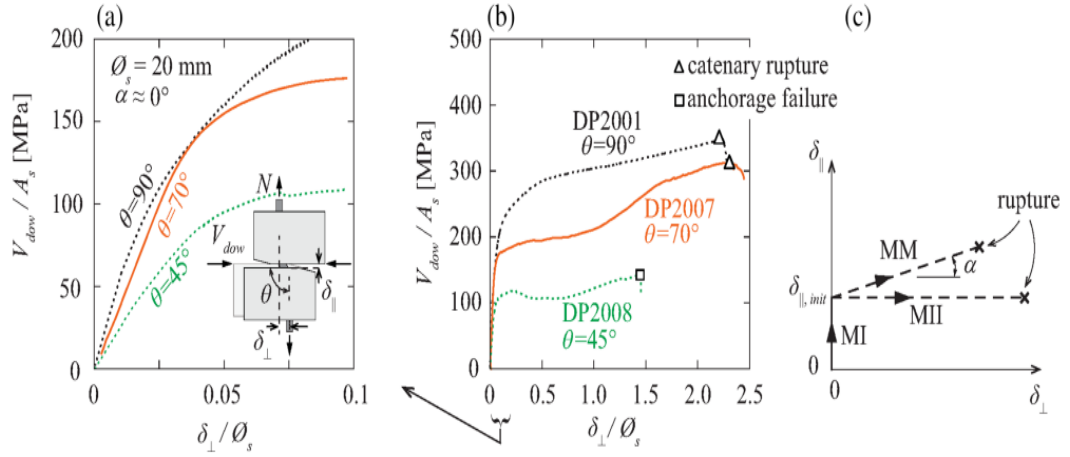


Figure 2.17 : Évolution de la contrainte de cisaillement dans l'armature en fonction du déplacement transversal normalisé : (a) phase de rigidité initiale ; (b) réponse globale jusqu'à la rupture ; (c) protocole de chargement en déplacement appliqué lors des essais monotones [15].

3. Influence du diamètre de barre

La (Figure 2.18) compare deux éprouvettes comparables de diamètres différents ($\varnothing = 14$ et 20 mm). En représentation normalisée, les deux barres présentent un comportement similaire aux petits déplacements, mais la résistance normalisée de la barre de 14 mm est supérieure, révélant un effet d'échelle significatif.

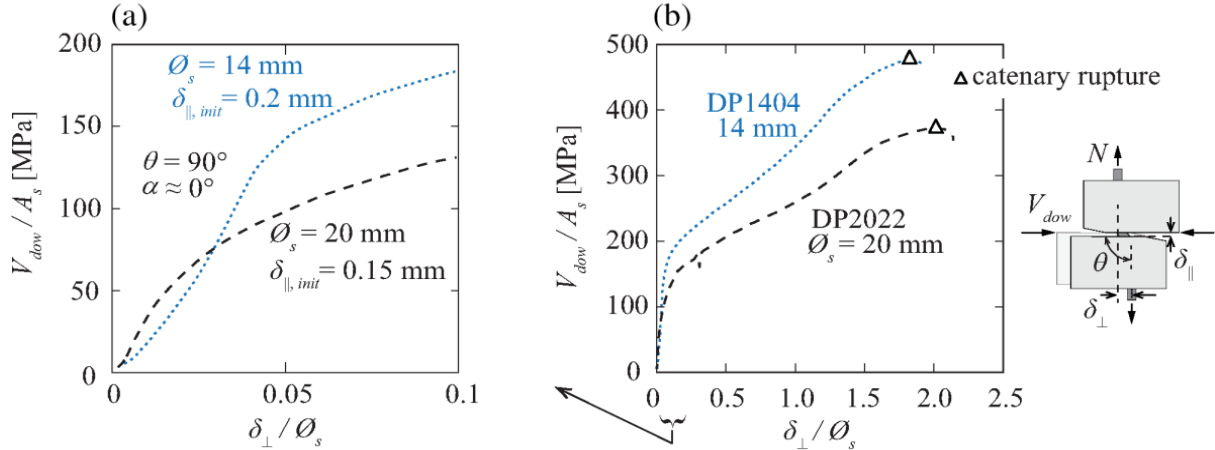


Figure 2.18 : contrainte de cisaillement dans la barre d'armature en fonction du déplacement transversal normalisé pour deux éprouvettes présentant différents diamètres de barre ($\varnothing = 14$ mm et 20 mm), (a) rigidité initiale, (b) comportement complet [15].

4. Mesures par fibres optiques :

Les fibres optiques collées sur les deux faces de la barre (Figure 2.19 (a)) ont permis le suivi continu des déformations longitudinales. Ces mesures permettent de calculer : la distribution des forces internes dans la barre (Figure 2.19 (c),(e)), la pression de contact sur le béton (Figure 2.19 (f)), la courbure (Figure 2.19 (g)), la rotation (Figure 2.19 (h)) et la forme déformée de la barre (Figure 2.19 (i)).

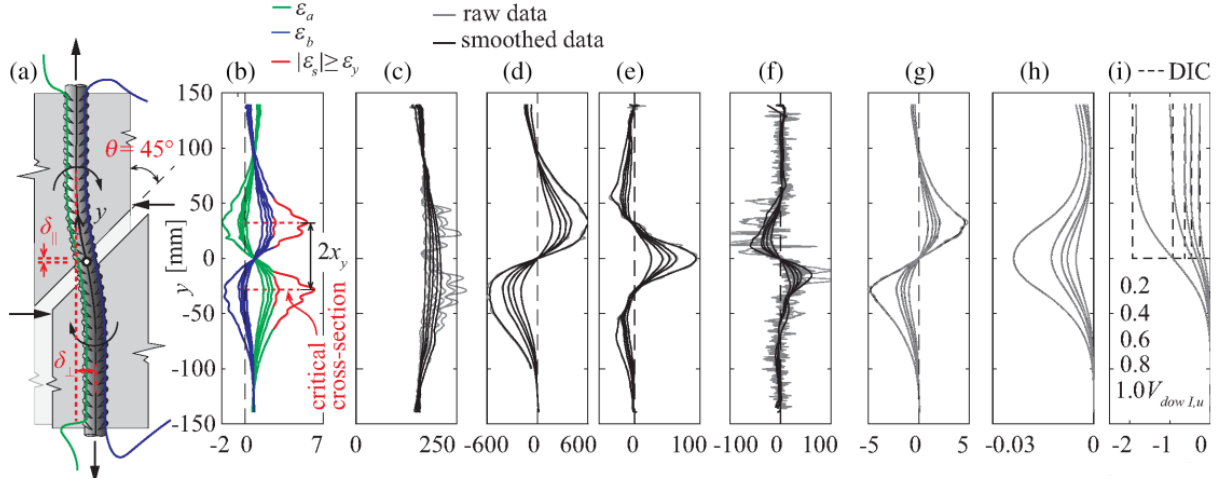


Figure 2.19 : contrainte de cisaillement dans la barre d'armature en fonction du déplacement transversal normalisé pour deux éprouvettes présentant différents diamètres de barre ($\varnothing = 14$ mm et 20 mm), (a) rigidité initiale, (b) comportement complet [15].

La (Figure 2.20) présente le diagramme d'interaction moment-effort axial normalisé à la section critique. Pour $V = V_{dow,I,u}$, la section la plus sollicitée atteint ou approche le domaine de plasticité. Pour $V > V_{dow,I,u}$, les forces internes suivent la courbe de plasticité vers la limite $N=N_p$; $M=0$.

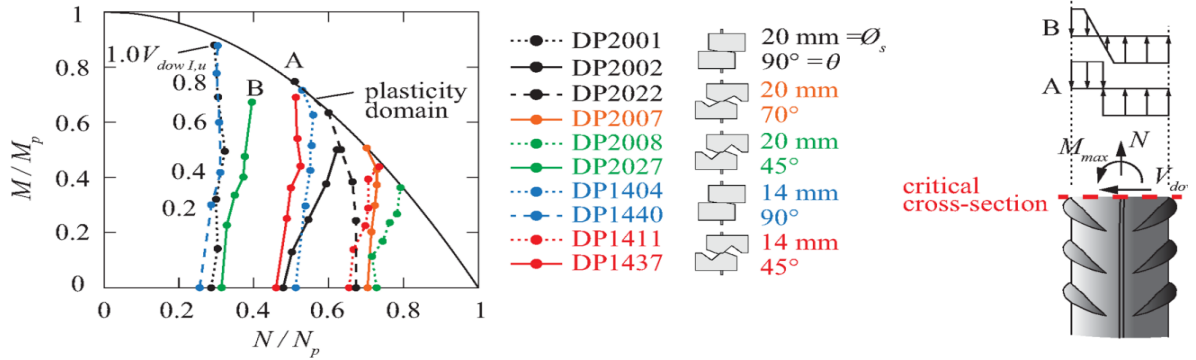


Figure 2.20 : Diagramme d'interaction moment-effort normal ($M-N$) de la section transversale critique [15].

2.4.6. Limites et précautions d'interprétation

L'investigation expérimentale de Pejatović & Muttoni, bien qu'appuyée sur des mesures affinées (DIC-3D, fibres optiques), présente des limites de transposition aux structures réelles. L'étude a été conduite sur un dispositif de blocs de béton superposés avec fissure préfabriquée, isolant artificiellement le mécanisme de goujon de son interaction avec les autres mécanismes dans une poutre complète.

Tableau 2.5 : Interprétation des résultats de Pejatović & Muttoni.

Observation expérimentale	Limite d'interprétation
Réponse mécanique influencée par l'angle barre-fissure	Géométrie d'éprouvette simplifiée ; en poutre réelle, l'angle de fissure évolue et n'est pas fixé
Écrasement localisé du béton sous la barre	Phénomène de contact local ; l'extension à la poutre nécessite de prendre en compte le confinement du béton adjacent non fissuré
Plastification de la barre par flexion combinée à l'effort axial	Section critique située à 1,5 Ø de la fissure ; cette position dépend des conditions d'encastrement
Contribution de l'effort tranchant (premier ordre) puis de l'action de chaîne (second ordre)	L'action de chaîne comme état limite ultime s'écarte des modes de rupture par cisaillement observés dans les poutres réelles

2.5. Synthèse comparative des deux campagnes

2.5.1. Variables communes et variables spécifiques

Les deux campagnes expérimentales d'Autrup et al. et de Pejatović & Muttoni investiguent l'action de goujon dans des éléments en béton armé. Malgré un objectif commun, leurs approches expérimentales présentent des différences significatives qui conditionnent l'utilisation de leurs résultats pour la validation numérique.

Tableau 2.6 : Variables communes.

Variable	Autrup et al.	Pejatović & Muttoni
Phénomène étudié	Effet de goujon des armatures longitudinales	Effet de goujon des armatures traversant une fissure
Type de béton	Béton ordinaire ($f_c = 28,9\text{--}36,9$ MPa)	Béton ordinaire ($f_c = 33,6\text{--}38,9$ MPa)
Type d'acier	Aciers à haute adhérence	Aciers à haute adhérence
Diamètres de barres	Ø12, Ø16, Ø20 mm	Ø14, Ø20 mm
Technique de mesure	DIC-3D	DIC-3D, fibres optiques, LVDT

Tableau 2.7 : Variables spécifiques à Autrup & al.

Variable	Description	Impact sur la réponse
Géométrie	Poutre en deux parties avec fissure préfabriquée à 15°	Reproduit une fissure de cisaillement critique
Distance fissure-appui	$x_1 = 50, 100, 300, 500 \text{ mm}$	Influence la longueur du goujon et la rigidité
Traction initiale	$\sigma_{s,init} = 60\text{--}400 \text{ MPa}$ (force imposée)	Active les contraintes d'adhérence avant le cisaillement
Chargement	Force contrôlée en deux phases	Permet d'étudier l'effet de la traction sur le goujon

Tableau 2.8 : Variables spécifiques à Pejatović & Muttoni.

Variable	Description	Impact sur la réponse
Géométrie	Bloc de béton superposé avec fissure préfabriquée	Isole l'effet de goujon des autres mécanismes
Angle barre-fissure	$\theta = 45^\circ$	Influence la rigidité et la résistance locale
Cinématique de fissure	Mode I, Mode II, Mixte	Permet de contrôler les composantes d'ouverture
Chargement	Déplacement imposé en deux phases	Suit la réponse complète jusqu'à rupture
Instrumentation	Fibres optiques sur la barre	Mesure des déformations longitudinales continues
Action de chaînette	Observée pour grands déplacements	Deuxième ordre après plastification du goujon

2.5.2. Grandeurs retenues pour la validation

Les grandeurs expérimentales retenues pour la future validation numérique sont présentées dans le (Tableau 2.9). Elles ont été sélectionnées en fonction de leur pertinence pour valider et vérifier le modèle numérique développé dans ce mémoire.

Tableau 2.9 : Grandeurs expérimentales.

Grandeur	Degré d'importance	Utilité
Courbe force de goujon – déplacement de goujon	Indispensable	Donnée principale à reproduire pour valider la rigidité initiale, la transition non linéaire et la résistance maximale
Niveau de traction initiale dans l'acier	Indispensable	Montre comment la traction modifie la réponse locale du goujon ; indispensable pour reproduire la fissuration précoce
Angle barre-fissure	Important	Paramètre déterminant ; l'angle de 45° est retenu car il se rapproche de l'inclinaison des fissures de cisaillement observées dans les poutres en béton armé
Mode de chargement monotone/cyclique	Important	Nécessaire si l'étude envisage une extension vers la dégradation ou la fatigue locale
Pression locale béton et section critique	Complémentaire	Données utiles pour juger la qualité mécanique du modèle local acier-béton
Transition vers l'action de chaînette	Complémentaire	À expliciter si le modèle numérique vise les grands déplacements

2.6. Conclusion du chapitre

Ce chapitre a présenté une analyse critique de deux campagnes expérimentales dédiées à l'effet de goujon dans les éléments en béton armé. Les travaux d'Autrup et al. mettent en évidence l'influence déterminante de la traction initiale sur la réponse globale force-déplacement et sur le développement précoce de la fissuration. La campagne de Pejatović et Muttoni offre, quant à elle, une investigation affinée des mécanismes locaux grâce aux fibres optiques et à la corrélation d'images numériques. Parmi les configurations testées, l'angle de 45° est privilégié pour la validation numérique en raison de sa proximité avec l'inclinaison typique des fissures de cisaillement observées dans les poutres en béton armé. Malgré des approches méthodologiques distinctes et des limites de transposition aux structures réelles, ces deux campagnes se complètent utilement. Les courbes force-déplacement de goujon, le niveau

Chap 2. Campagnes expérimentales de référence

de traction initiale et la cinématique de fissure à 45° constituent les grandeurs de référence retenues pour le calibrage et la validation du modèle numérique développé au chapitre 3.

Chapitre 3 :

Modélisation numérique sur les deux campagnes expérimentales de référence

3.1. Introduction du chapitre

Dans ce chapitre, une analyse numérique est utilisée pour étudier l'effet de goujon dans les poutres en béton armé, mécanisme essentiel pour la transmission des efforts tranchants entre les armatures longitudinales et le béton environnant, notamment lors de l'apparition de fissures diagonales sous des charges transversales élevées. Le chapitre expose la modélisation adoptée, le maillage, les lois de comportement du béton et de l'acier. Il détaille les conditions aux limites, les charges étudiées et les outils numériques utilisés.

L'objectif principal de ce chapitre est de mener une investigation numérique pour étudier l'influence de l'effet de goujon sur les caractéristiques de rupture des poutres en béton armé à l'aide du logiciel CAST3M. Cette étude s'appuie sur deux campagnes expérimentales de référence: celle d'Autrup et celle de Pejatovic, qui ont permis de caractériser expérimentalement le rôle des armatures longitudinales dans la résistance au cisaillement par mécanisme de goujon. Parmi les configurations de Pejatović, l'angle de 45° est privilégié pour sa proximité avec l'inclinaison typique des fissures de cisaillement observées en poutre. L'approche numérique vise à confronter les résultats aux données expérimentales disponibles, à valider les modèles développés et à approfondir la compréhension des mécanismes de transfert d'efforts mis en jeu, afin d'évaluer la contribution de l'effet de goujon à la capacité portante et à la ductilité des poutres en béton armé.

3.2. Analyse numérique

3.2.1. Outils d'analyse

CAST3M est un logiciel de calcul scientifique développé par le Commissariat à l'Énergie Atomique (CEA) en France. Il est principalement utilisé pour la modélisation et la simulation numérique par la méthode des éléments finis (MEF). Grâce à ses capacités avancées de discrétisation, de calcul et de post-traitement, ce logiciel est largement employé dans la recherche scientifique et les études d'ingénierie afin d'évaluer le comportement et la résistance des structures soumises à diverses sollicitations.

Sa particularité réside dans son environnement de programmation dédié, offrant une grande flexibilité de paramétrage grâce à une structure modulaire. Distribué gratuitement et régulièrement mis à jour, il combine des fonctionnalités textuelles et graphiques permettant de réaliser des analyses statiques et dynamiques. Toutefois, son utilisation optimale nécessite une

bonne maîtrise des méthodes numériques ainsi que de son langage de programmation spécifique, ce qui en fait un outil privilégié pour les chercheurs et les ingénieurs en génie civil souhaitant effectuer des simulations précises et personnalisées.

3.2.2. Maillage

Le maillage consiste à définir la géométrie du modèle à analyser en précisant les points, les lignes, les surfaces ainsi que les volumes, puis à discrétiser cette géométrie en éléments finis. Toutes les simulations numériques ont été réalisées à l'aide du logiciel Cast3M. Le modèle a été développé dans un espace tridimensionnel en considérant une modélisation 3D avec des éléments volumiques hexaédriques linéaires. Une densité de maillage de 0,005 a été utilisée pour la discrétisation du modèle. Les analyses numériques et le traitement des résultats ont été réalisés à l'aide des outils intégrés du logiciel.

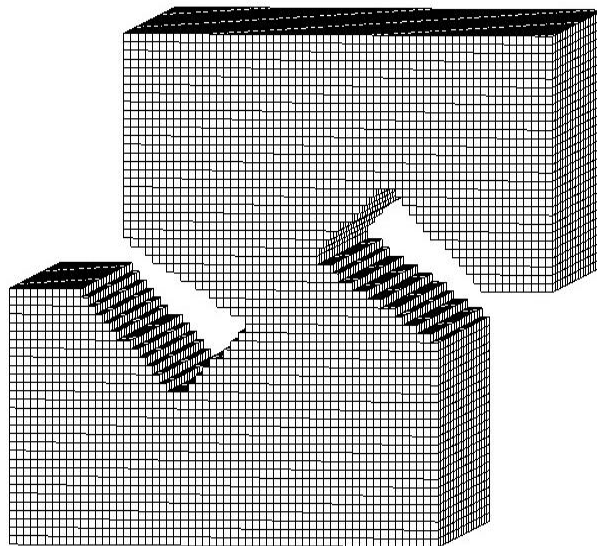


Figure 3.1 : Maillage selon le modèle de Pejatović & Muttoni.

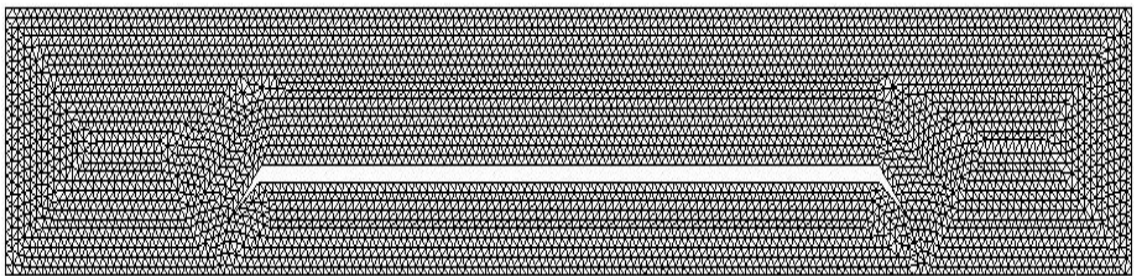


Figure 3.2 : Maillage selon le modèle d'Autrup & al.

3.2.3. Lois de comportement

1. Modèle d'endommagement du béton :

Les modèles d'endommagement sont employés afin de représenter le comportement non linéaire du béton lié à l'apparition et à la propagation progressive des microfissures. Ces approches reposent sur une dégradation progressive des propriétés mécaniques du matériau, notamment par la réduction de sa rigidité élastique. Intégrés dans les codes de calcul numériques, ces modèles permettent de simuler les différents mécanismes de dégradation pouvant affecter le béton.

Dans cette étude, le comportement du béton est modélisé à l'aide du modèle d'endommagement isotrope proposé initialement par Fichant en 1996 [47]. Ce modèle, souvent désigné sous l'appellation « Microplan », est formulé dans un cadre anisotrope général. En considérant une surface d'endommagement sphérique, cette formulation peut être simplifiée pour conduire à une loi d'endommagement isotrope. La loi d'évolution de l'endommagement est d'abord définie pour les sollicitations en traction, puis adaptée au cas de la compression à partir de l'endommagement obtenu en traction.

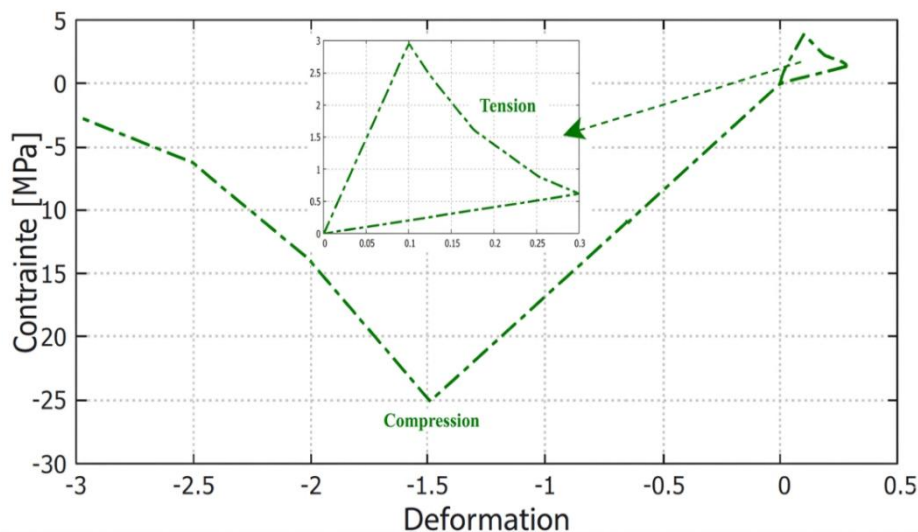


Figure 3.3 : Réponse uniaxiale d'un béton standard soumis à un cycle de chargement traction–compression [48].

2. Modèle de comportement de l'acier (élasto-plastique avec écrouissage cinématique):

Parmi les modèles les plus couramment utilisés pour simuler le comportement mécanique de l'acier dans les structures, le modèle élasto-plastique avec écrouissage. Il permet

de décrire le comportement du matériau en distinguant une phase élastique linéaire, s'étendant jusqu'à la limite d'élasticité σ_0 , puis une phase plastique caractérisée par l'apparition de déformations irréversibles. Contrairement au modèle parfaitement plastique (Figure 3.4 (a)), qui considère une contrainte constante après σ_0 ($E^{ep} = 0$) [49], le modèle avec écrouissage (linéaire ou non) introduit une pente supplémentaire dans la courbe contrainte-déformation (Figure 3.4 (b)), traduisant une variation progressive de la résistance du matériau au cours de la déformation plastique. La courbe peut être simplifier en deux phases :

- **Phase élastique linéaire :**

Le matériau se comporte de manière réversible jusqu'à la limite d'élasticité σ_0 , avec une pente égale au module de young E , en appliquant la loi de Hooke :

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (3.1)$$

Où :

- σ : est la contrainte normale.
- ε : est la déformation unitaire.

- **Phase plastique avec écrouissage cinématique :**

Ce phénomène d'écrouissage lié au déplacement de la surface de plasticité et une fois σ_0 atteint, la contrainte continue à augmenter avec la déformation selon une pente réduite, appelée module élasto-plastique E^{ep} (linéaire ou non) [49]. Cette phase représente l'adoucissement du matériau c'est-à-dire $E^{ep} < 0$ (écrouissage négatif) (Figure 3.4 (b)).

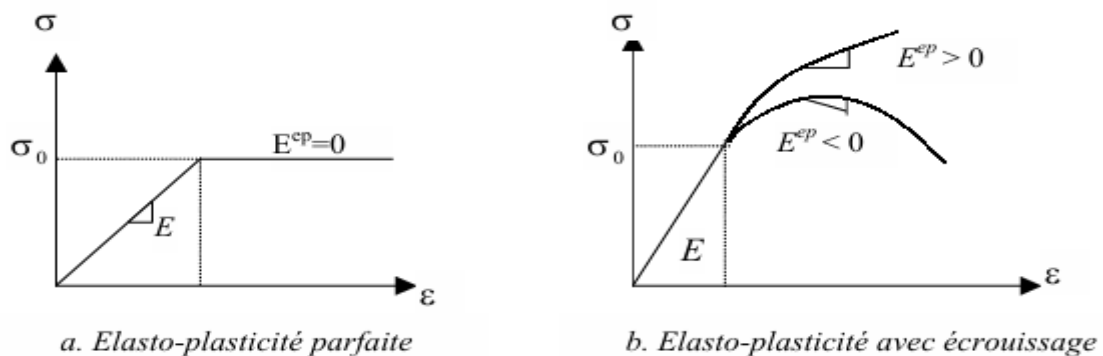


Figure 3.4 : Diagramme contrainte-déformation élasto-plastique [48].

3.2.4. Conditions aux limites

Les conditions aux limites traduisent les contraintes physiques imposées aux frontières du domaine de calcul. Elles définissent les liaisons, les appuis ainsi que les chargements appliqués au modèle afin de reproduire le comportement réel du dispositif expérimental. Dans

le modèle numérique, ces conditions sont introduites en bloquant certains déplacements sur les faces du maillage 3D.

1. Conditions aux limites du modèle de Pejatović

Tableau 3.1 : Récapitulatif des déplacements imposés par face (Pejatović).

Face	Couleur	Localisation	Phase 1	Phase 2
Supérieure	Bleu	Surface supérieure du bloc supérieur	Déplacement vertical imposé	Déplacements suivant x, y, z imposés
Latérale droite	Vert	Face latérale droite du bloc supérieur	Déplacements suivant x et y imposés	Déplacements suivant x, y, z imposés
Latérale gauche	Rouge	Face latérale gauche du bloc inférieur	Déplacements suivant x et y imposés	Déplacement suivant x imposé
Inférieure	Jaune	Surface inférieure du bloc inférieur	Déplacements suivant x, y, z imposés	Déplacements suivant y, z imposés

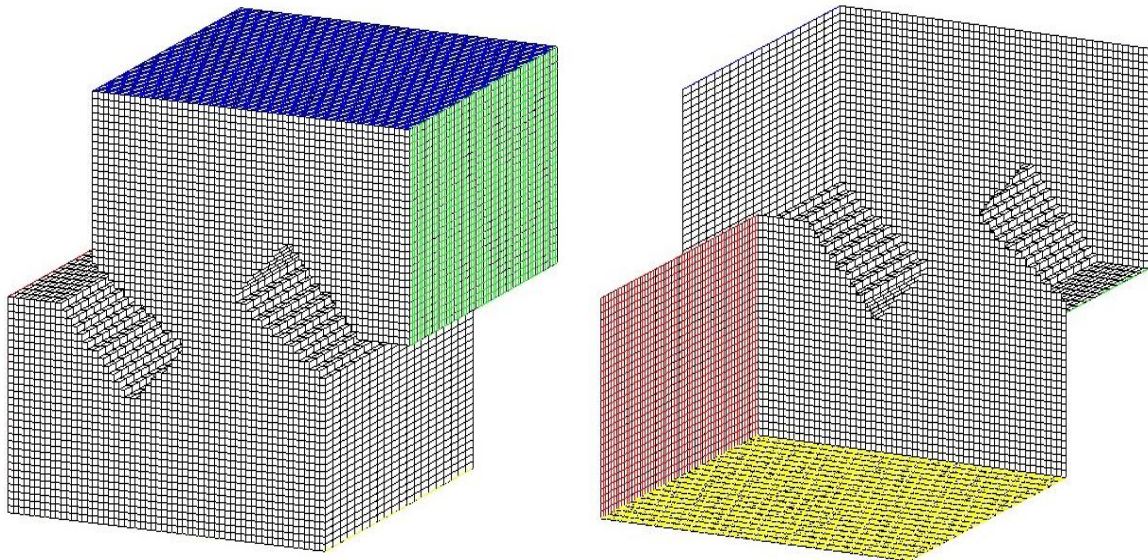


Figure 3.5 : Représentation des faces à déplacements imposés sur le maillage (Pejatović & Muttoni).

2. Conditions aux limites du modèle d'Autrup

Tableau 3.2 : Récapitulatif des déplacements imposés par face (Autrup).

Face	Couleur	Localisation	Phase 1	Phase 2
Appui gauche	Bleu	Face inférieure gauche de la poutre	Déplacements suivant x, y, z imposés	Déplacements suivant x, y, z imposés
Vérins de chargement	Vert	Deux faces supérieures de la poutre	Déplacement vertical imposé	Déplacement vertical imposé
Appui droit	Jaune	Face inférieure droite de la poutre	Déplacements suivant y et z imposés	Déplacements suivant y et z imposés
Appui intermédiaire	Rouge	Face inférieure intermédiaire de la poutre	—	Déplacement vertical imposé

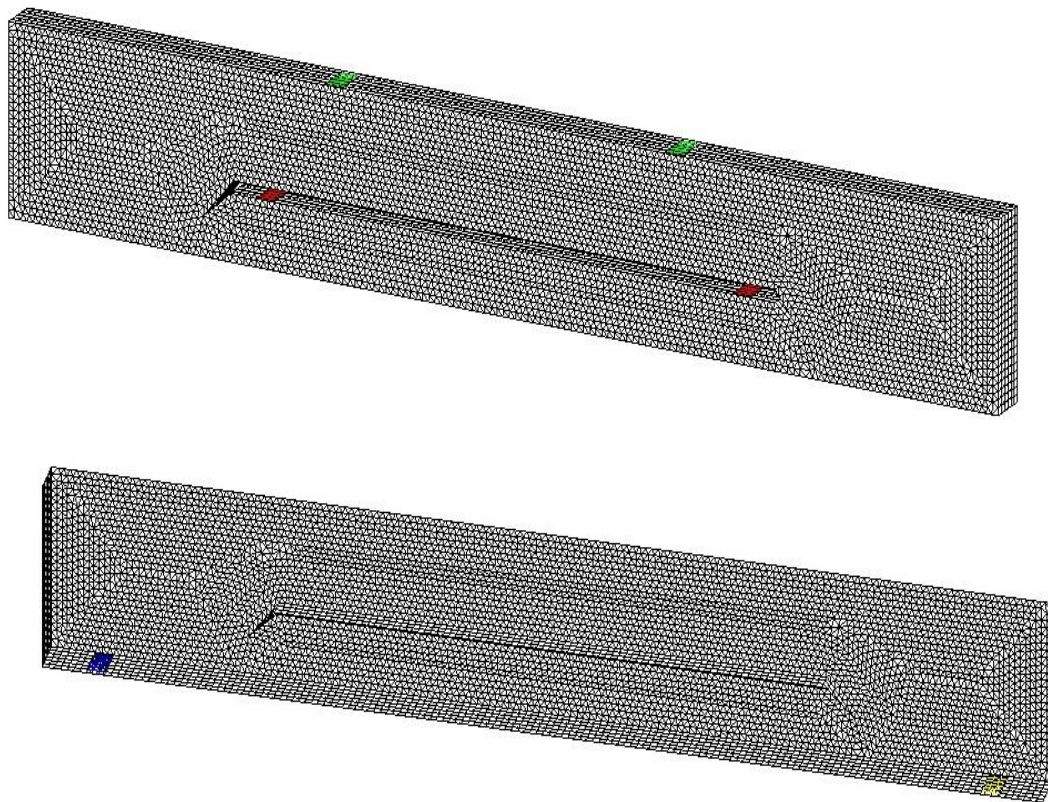


Figure 3.6 : Représentation des faces à déplacements imposés sur le maillage (Autrup & al).

3.2.5. Mode de chargement

Tableau 3.3 : Modes de chargement.

Modèle	Phase	Action	Grandeur contrôlée	Grandeur mesurée	Objectif
Pejatović & Muttoni	Phase 1	Traction axiale de la barre	Déplacement imposé $\delta_{ ,init}$	Force axiale N	Créer une ouverture de fissure initiale
	Phase 2	Cisaillement transverse	Déplacement imposé $\delta_{\perp}$	Force de goujon V_{dow}	Appliquer le cisaillement jusqu'à rupture
Autrup & al	Phase 1	Activation de l'armature en traction	Force imposée V_{init}	Contrainte $\sigma_{s,init}$	Imposer une traction initiale dans l'armature
	Phase 2	Cisaillement transverse	Force imposée V_{dow}	Déplacement Δy	Appliquer le cisaillement à force constante

3.2.6. Interprétation et discussion des résultats

3.2.6.1. Modèle expérimental de Pejatović & Muttoni

1. Comportement global de l'effet de goujon:

Le comportement global de ce modèle est non linéaire : il présente d'abord une forte rigidité, puis une diminution progressive de la résistance avec l'augmentation du déplacement.

Les essais monotones ont été réalisés en deux phases : d'abord une traction de la barre pour créer une ouverture initiale de fissure, puis l'application d'un déplacement transverse croissant pour mobiliser l'effet de goujon. Ce protocole permet d'isoler clairement le mécanisme du goujon sans mélanger sa réponse avec d'autres effets de cisaillement.

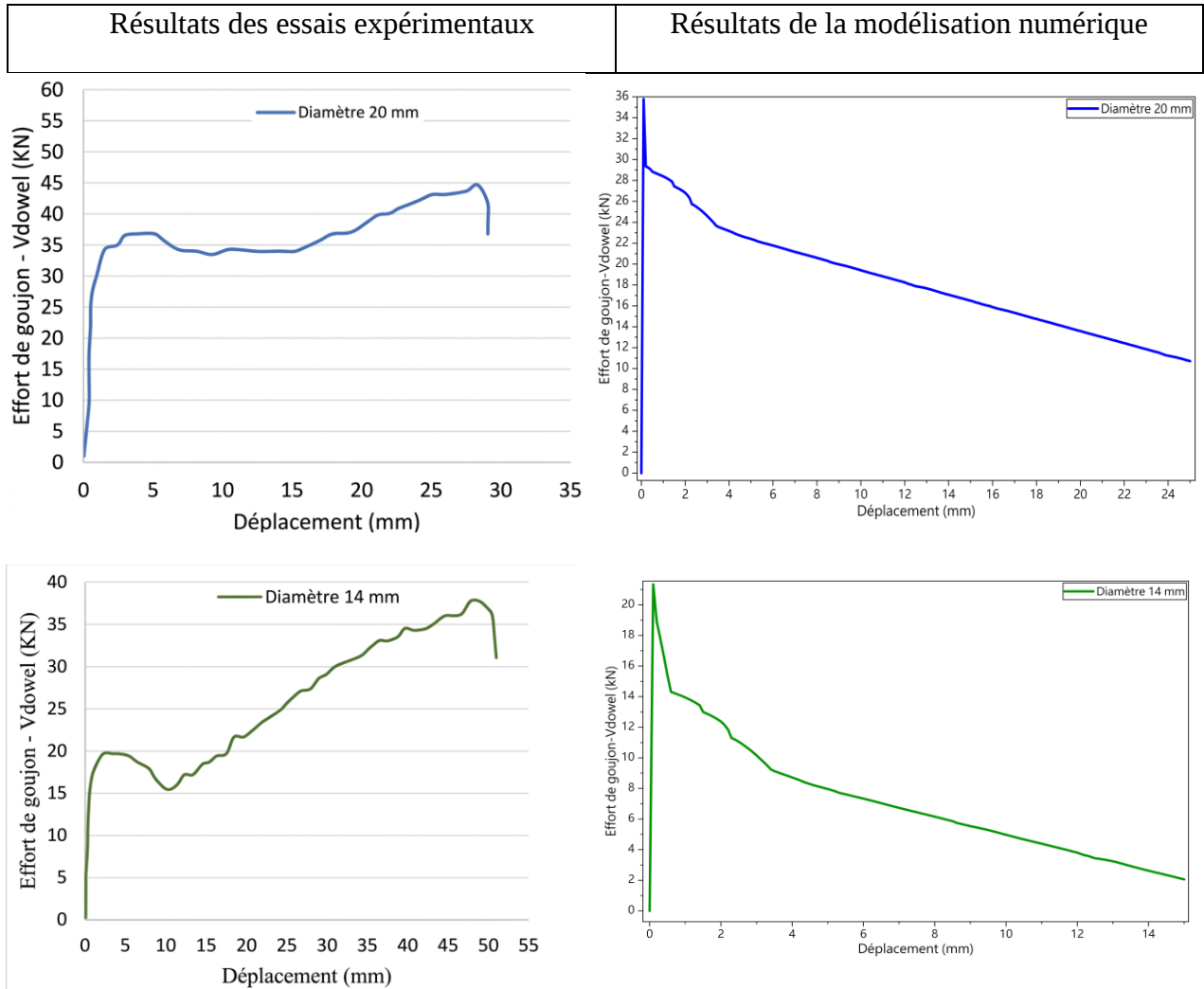


Figure 3.7 : Réponse force–déplacement sous l’effet de la variation du diamètre.

L’analyse des courbes montre que la modélisation numérique reproduit globalement la tendance de l’essai expérimental.

- Réponse expérimentale :** La courbe montre une montée rapide de l’effort de goujon aux faibles déplacements, ce qui traduit la rigidité initiale du système barre-béton. Ensuite apparaissent la plastification locale, l’écrasement du béton et un adoucissement de la courbe, puis un plateau post-pic et enfin une remontée liée au phénomène de chaînette.
- Réponse numérique:** Le modèle numérique utilise des éléments béton endommagés, des barres élasto-plastiques, des paramètres matériaux représentatifs : paramètre de pondération de l’endommagement $\alpha = 40$, le module d’écroutissage des aciers $E_m = 40\% E$, la résistance de traction du béton $f_{tb} = 2.90 \text{ MPa}$, l’énergie de fissuration $G_{fb} = 60 \text{ J/m}^2$, la résistance en compression du béton $f_c = 38 \text{ MPa}$, la limite d’élasticité

des aciers $f_y = 524$ MPa et le module d'Young du béton $E_b = 30$ GPa, un chargement reproduisant les deux phases expérimentales, avec un calcul non linéaire par pas de déplacement imposé, ce qui conduit à une réponse plus régulière et montre de façon satisfaisante l'effort de goujon V_{dow} .

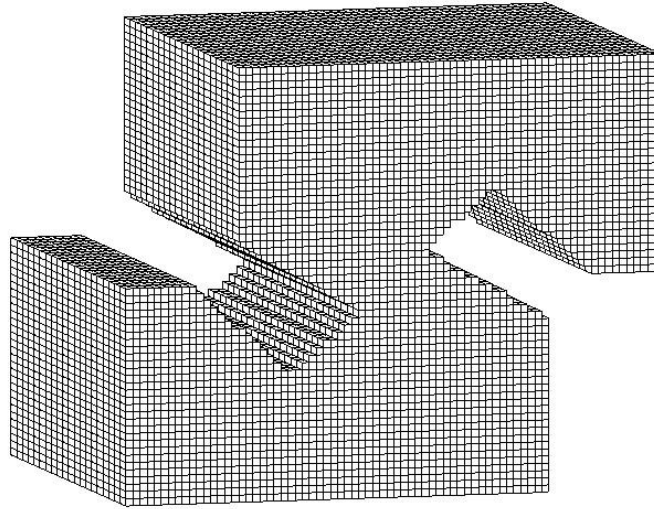


Figure 3.8 : Modélisation numérique reproduit de du modèle expérimentale de Pejatović & Muttoni.

2. Comparaison et interprétation des résultats :

- Pour un diamètre de 20 mm, la courbe expérimentale atteint un pic d'environ 38 kN sous de petits déplacements, puis se stabilise en phase post-pic avant de remonter. Alors que la courbe numérique atteint un niveau d'effort d'environ 36 kN puis décroît progressivement.
- Pour un diamètre de 14 mm, l'essai expérimental atteint un niveau d'effort d'environ 20 kN pour de petits déplacements, puis remonte, tandis que la réponse numérique atteint un niveau d'effort de 21 kN puis décroît progressivement.

La comparaison montre une bonne cohérence entre les deux approches pour les petits déplacements ; le modèle numérique reproduit de façon efficace le comportement expérimental concernant l'effort de goujon.

Un écart de 2 kN reste modéré dans le domaine des faibles déplacements, où le mécanisme de transfert est principalement contrôlé par la rigidité initiale du système acier-béton. En revanche, le modèle numérique ne reproduit pas complètement la remontée post-pic observée expérimentalement, car il simplifie certains phénomènes tels que la dégradation de

l'adhérence (la barre et le béton étant considérés comme parfaitement liés) et l'action de chaînette. La modélisation numérique constitue donc un outil fiable pour décrire le comportement global de l'effet de goujon.

En résumé, le modèle numérique permet d'isoler clairement le mécanisme du goujon sans introduire d'autres effets de cisaillement.

3. Évolution de l'ouverture de fissure :

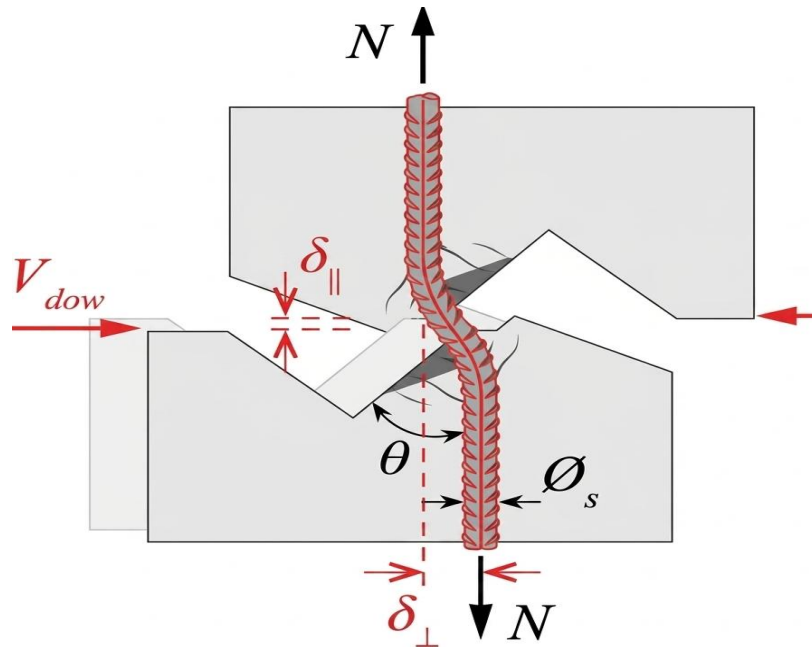


Figure 3.9 : Illustration de la propagation de la fissure dans le modèle expérimental.

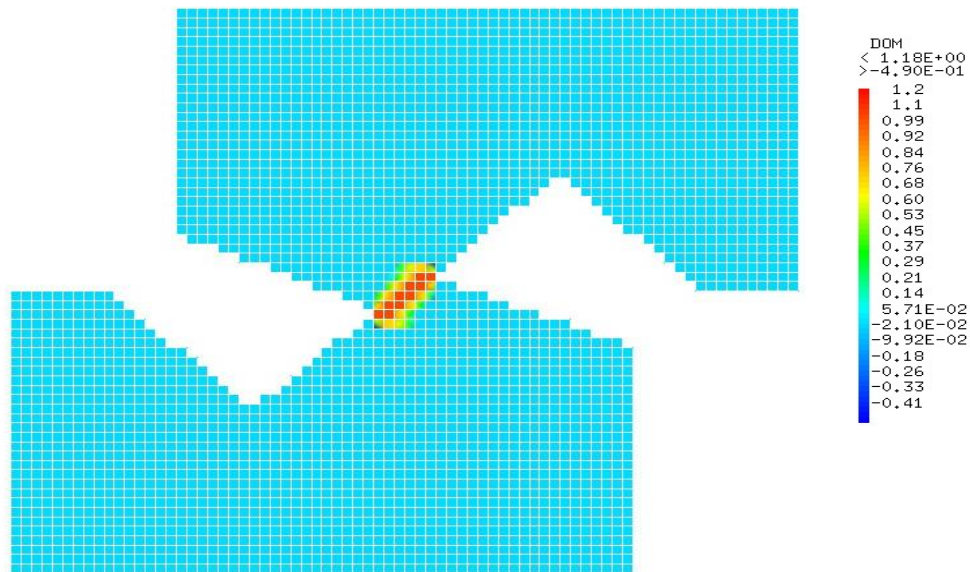


Figure 3.10 : Illustration de la propagation de la fissure dans le modèle numérique.

Le modèle expérimental met en évidence la fissuration du béton, l'écrasement local au droit de la fissure ainsi que l'activation progressive de l'action de chaînette, traduisant la mobilisation combinée de la flexion de la barre et de la traction axiale dans le mécanisme de goujon. De son côté, la modélisation numérique sous CASTEM reproduit de manière cohérente cette zone critique en concentrant l'endommagement et les fortes déformations au voisinage immédiat de la fissure.

La comparaison des deux représentations confirme que le modèle numérique capte correctement le comportement local du système, notamment la dégradation du béton et Le transfert des efforts dans l'armature, ce qui valide sa capacité à représenter le mécanisme de goujon observé expérimentalement.

3.2.6.2. Modèle expérimental d'Autrup et al

1. Comportement global de l'effet de goujon:

Les essais expérimentaux d'Autrup et al, ont été développés afin d'isoler la contribution de l'effet de goujon dans le transfert des efforts tranchants à travers une fissure de cisaillement.

Le chargement est appliqué en deux étapes : une première phase correspondant à l'application de l'effort tranchant initial V_{init} , suivie d'une seconde phase durant laquelle un déplacement transversal croissant Δ_y est imposé afin de mobiliser progressivement l'effet de goujon.

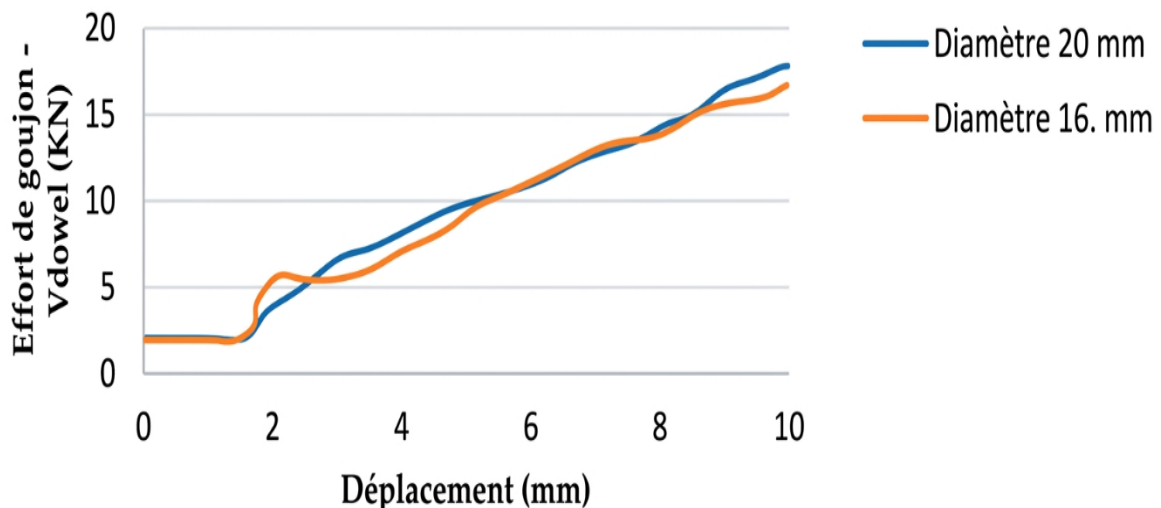


Figure 3.11 : Réponse force-déplacement sous l'effet de la variation du diamètre des essais expérimentaux.

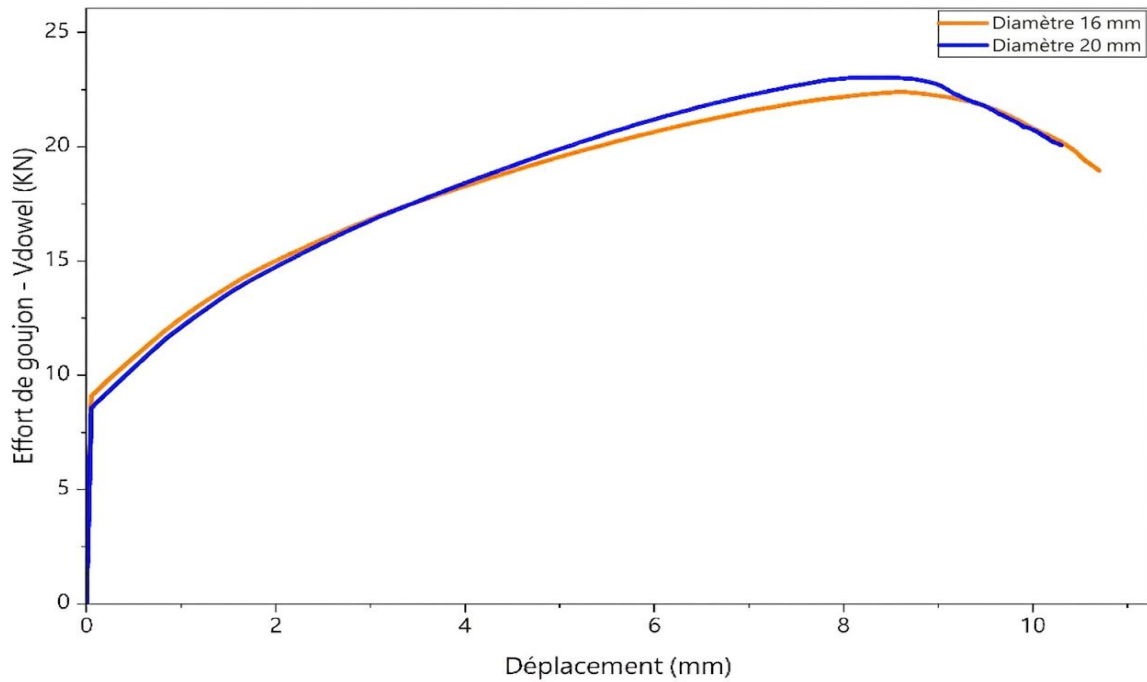


Figure 3.12 : Réponse force-déplacement numérique en fonction de la variation du diamètre du goujon.

L'analyse des courbes montre que la modélisation numérique reproduit globalement la tendance de l'essai expérimental.

- a. Réponse expérimentale :** Les courbes expérimentales $V_{\text{dowel}}-\Delta_y$ montrent une augmentation progressive de la résistance avec le déplacement. Une phase initiale quasi linéaire traduit la forte rigidité du système acier-béton. Avec l'augmentation du déplacement, la pente des courbes diminue en raison de l'endommagement du béton et de l'apparition de déformations plastiques dans l'armature.

Les résultats montrent qu'une armature de diamètre 20 mm développe une résistance maximale d'environ 18 kN, tandis qu'une armature de diamètre 16 mm atteint près de 17 kN. Cette augmentation de la résistance confirme l'effet du diamètre de l'armature sur la rigidité du système et sur le mécanisme de transfert des efforts par effet de goujon.

- b. Réponse numérique :** Le modèle numérique utilise une modélisation tridimensionnelle du béton associés à la loi d'endommagement avec un paramètre de pondération de l'endommagement $\alpha = 40$, le module d'écrouissage des aciers $E_m = 40\% E$, la résistance de traction du béton $F_{TB} = 2.90 \text{ MPa}$ et l'énergie de fissuration $G_{FB} = 60 \text{ J/m}^2$, auxquels s'ajoutent la résistance en compression du béton $f_c = 35.9 \text{ MPa}$, la limite d'élasticité des aciers $f_y = 524 \text{ MPa}$ et le module d'Young du béton $E_b = 30 \text{ GPa}$, tandis

que les armatures sont représentées par des éléments barres élasto-plastiques. L'analyse non linéaire est réalisée avec la procédure PASAPAS sous chargement incrémental.

Les résultats numériques montrent une augmentation progressive de l'effort de goujon jusqu'à une résistance maximale d'environ 23 kN pour le diamètre 20 mm et de 22 kN pour le diamètre 16 mm. Au-delà de ce maximum, une légère diminution de la résistance est observée, reflétant l'endommagement progressif du béton et la perte de rigidité du système.

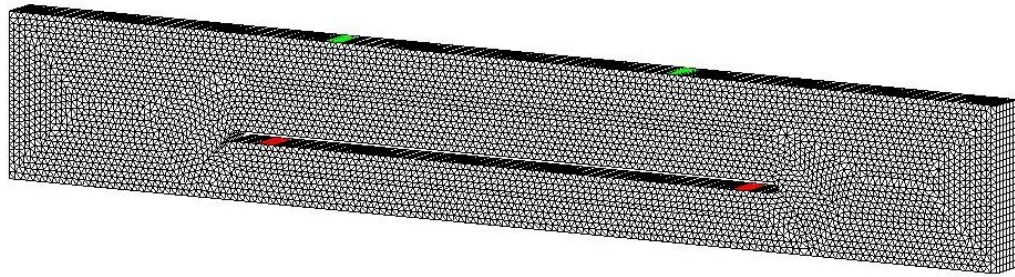


Figure 3.13 : Modélisation numérique reproduit de du modèle expérimental d'Autrup et al.

2. comparaison et interprétation des résultats

La comparaison entre les courbes expérimentales et numériques met en évidence une bonne cohérence qualitative du comportement. Dans les deux approches, l'effort de goujon augmente avec le déplacement transversal et le diamètre de l'armature exerce une influence positive sur la résistance développée.

Le modèle numérique reproduit correctement la phase initiale observée expérimentalement, caractérisée par une augmentation quasi linéaire de l'effort de goujon pour les faibles déplacements. Cette concordance confirme que la modélisation de l'interaction entre le béton et les armatures permet de représenter convenablement le mécanisme principal de transfert des efforts par effet de goujon.

Cependant, des différences quantitatives (écart entre 4 et 5 kN) apparaissent lorsque le déplacement augmente. Les courbes numériques présentent des valeurs maximales légèrement supérieures à celles mesurées expérimentalement, avec des pics proches de 22–23 kN contre environ 17-18 kN observés lors des essais expérimentaux. Cette surestimation revient à la représentation simplifiée de certains phénomènes locaux, notamment la dégradation progressive de l'adhérence acier-béton, la fissuration complexe du béton autour de la barre et les effets de concentration de contraintes au voisinage de la fissure.

Malgré ces écarts, la hiérarchie des résistances est correctement reproduite et la forme générale des courbes reste cohérente avec les observations expérimentales. Le modèle numérique est ainsi capable de restituer la rigidité initiale, l'évolution progressive de l'effort de goujon et l'influence du diamètre des armatures, ce qui constitue un indicateur satisfaisant de sa capacité à représenter le mécanisme physique étudié.

3. Évolution de l'ouverture de fissure:

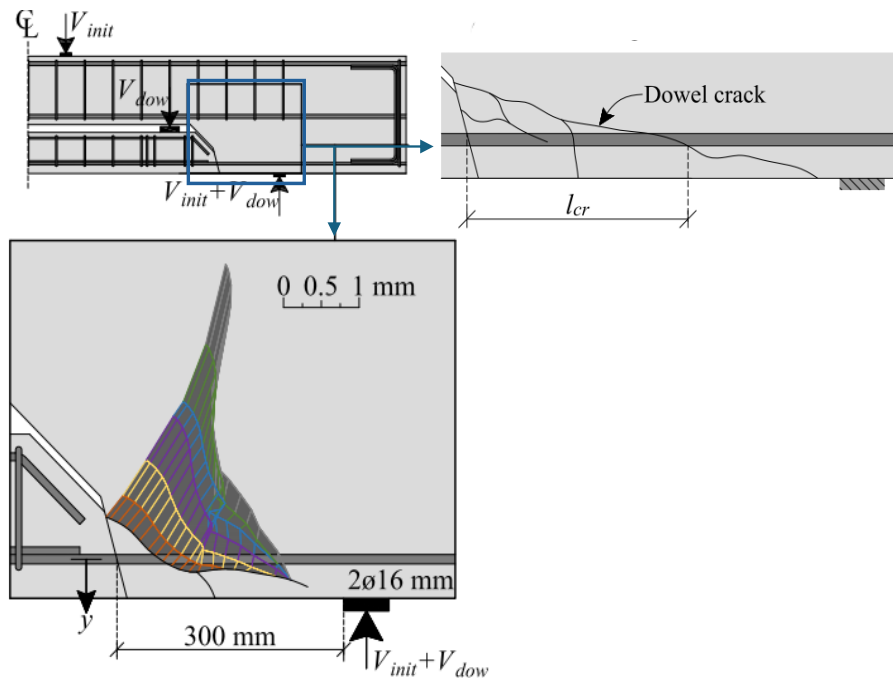


Figure 3.14 : Illustration de la propagation de la fissure dans le modèle expérimental.

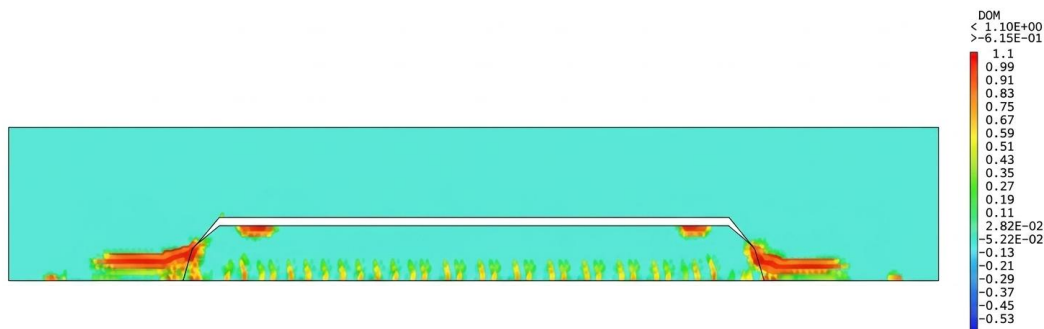


Figure 3.15 : Illustration de la propagation de la fissure dans le modèle numérique.

Les résultats expérimentaux montrent le développement progressif d'une fissure au voisinage de l'armature, accompagné d'un endommagement localisé du béton dans la zone de transfert des efforts. La fissure se propage à partir de l'intersection entre la fissure préexistante et l'armature, qui constitue la zone critique du mécanisme de goujon.

La modélisation numérique reproduit correctement cette zone critique en concentrant l'endommagement au voisinage immédiat de la fissure et autour des armatures traversantes. Les zones de dommages maximaux observées numériquement correspondent aux régions les plus sollicitées identifiées expérimentalement.

La comparaison des deux approches montre une bonne concordance qualitative concernant la localisation de la fissuration et la propagation de l'endommagement. Bien que la fissuration expérimentale soit plus irrégulière en raison des phénomènes locaux de microfissuration, le modèle numérique restitue correctement le comportement global du béton fissuré et le transfert des efforts par effet de goujon. Donc, modèle numérique valide de manière satisfaisante les observations expérimentales et confirme sa capacité à représenter le mécanisme de fissuration associé à l'effet de goujon dans le béton armé.

3.3. Validation réglementaire des modèles étudiés

Dans le cadre de cette recherche, deux modèles expérimentaux de référence ont été étudiés. Permettent d'isoler l'effet du goujon et d'évaluer l'influence des paramètres mécaniques sur la résistance au cisaillement.

Afin d'enrichir la comparaison, une étude numérique complémentaire a été réalisée en ajoutant un diamètre de 14 mm au modèle de d'Autrup et al. et un diamètre de 16 mm au modèle de Pejatović & Muttoni. Cette démarche a permis de disposer d'une base commune de comparaison et d'évaluer l'influence du diamètre des armatures sur l'effet de goujon.

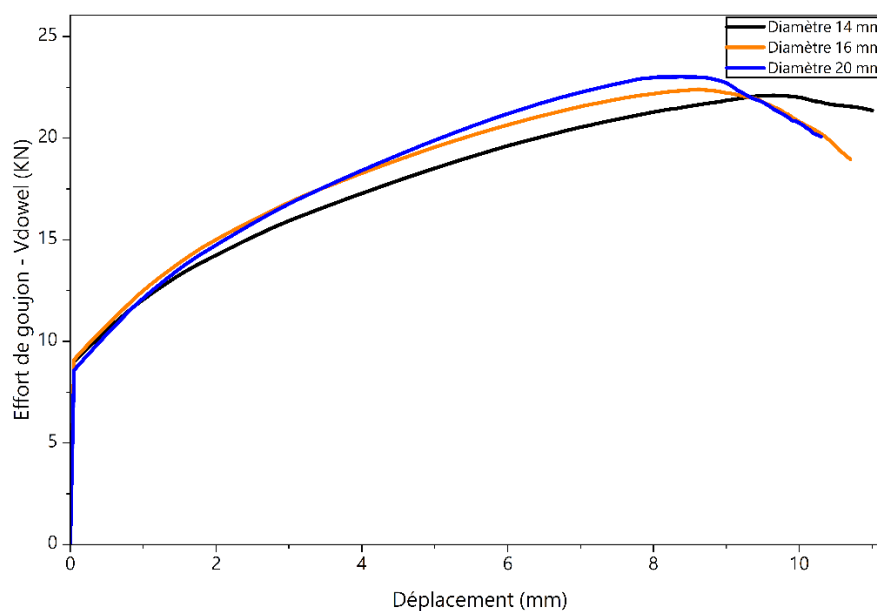


Figure 3.16 : Réponse force-déplacement du modèle d'Autrup et al.

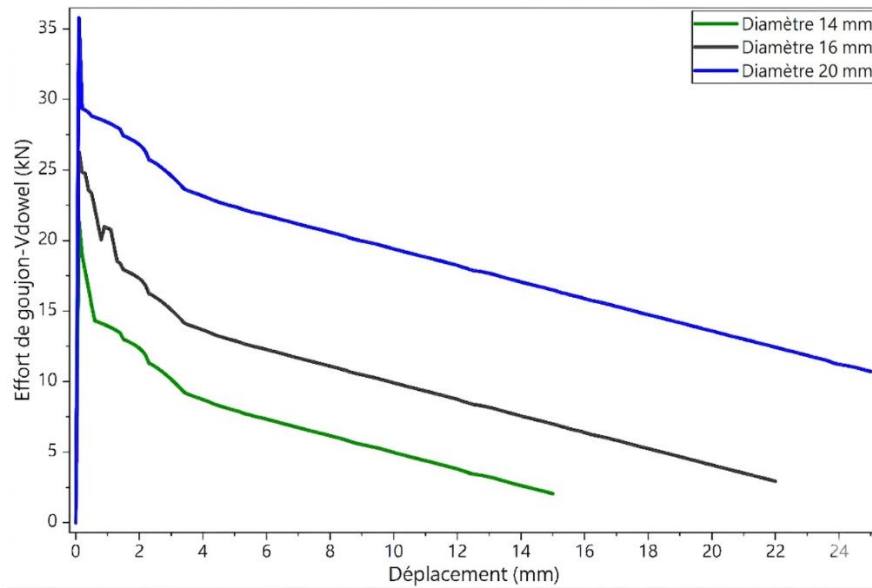


Figure 3.17 : Réponse force-déplacement du modèle de Pejatović et Muttoni.

3.3.1. Influence du diamètre des armatures

Dans les deux modèles, l'augmentation du diamètre conduit à une augmentation de la résistance maximale développée par l'effet de goujon.

Tableau 3.4 : Effet du diamètre sur l'effort de goujon.

Modèle Diamètre Ø (mm)	Effort de goujon - V_{Dowel} (KN) Pejatović & Muttoni.	Effort de goujon - V_{Dowel} (KN) Autrup et al
14	21	21
16	26	22
20	36	23

Le modèle d'Autrup montre une influence modérée du diamètre, la résistance étant principalement contrôlée par l'écrasement local du béton. À l'inverse, le modèle de Muttoni met en évidence une influence plus marquée du diamètre, liée à la flexion de l'armature et à l'action de chaînette, entraînant une augmentation plus significative de la résistance.

3.3.2. Influence de la ductilité

Sur le plan de la ductilité, le modèle de d'Autrup présente une réponse stable avec faible perte de résistance après le pic. Le modèle de Muttoni est plus ductile, maintenant des efforts

significatifs sur de grands déplacements (plus 10 kN jusqu'à 25 mm pour Ø20), grâce à l'action de chaînette.

3.3.3. Comparaison de l'endommagement et de la fissuration

Les observations expérimentales et numériques montrent que les deux modèles localisent l'endommagement dans la zone de contact entre la barre et le béton au voisinage de la fissure.

Cependant, la nature de l'endommagement diffère :

- Dans le modèle d'Autrup, l'endommagement est principalement associé à l'écrasement local du béton autour de la barre et à la propagation d'une fissure de goujon.
- Dans le modèle de Muttoni, l'endommagement est accompagné d'une déformation importante de l'armature, favorisant l'apparition de l'action de chaînette et une redistribution des efforts entre flexion et traction.

Cette différence explique les niveaux de résistance plus élevés obtenus dans le modèle de Muttoni.

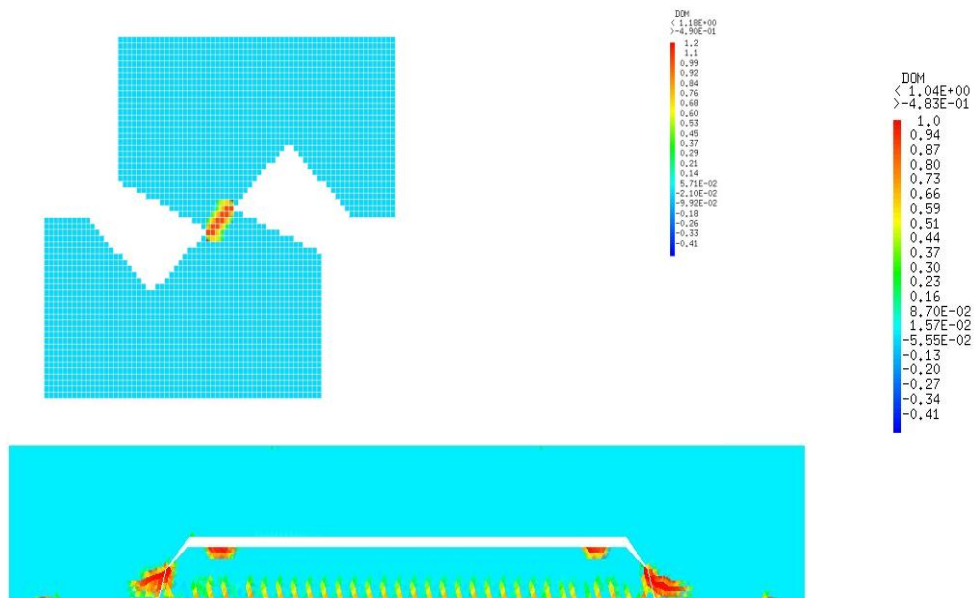


Figure 3.18 : Localisation de l'endommagement dans les modèles étudiés.

En conclusion, les deux modèles sont complémentaires : d'Autrup décrit efficacement le goujon isolé, tandis que Muttoni offre une représentation plus complète incluant ductilité et mécanismes avancés.

3.3.4. Comparaison par rapport aux règlements

L'analyse des trois approches montre que le FIB Modèle est le seul à proposer une formulation explicite permettant d'évaluer directement la résistance de l'action de goujon. À l'inverse, l'ACI 318 et l'Eurocode 2 considèrent ce mécanisme de manière implicite dans la résistance globale au cisaillement.

Selon le FIB Model Code, La résistance maximale du goujon est généralement exprimée par :

$$V_{d,max} = 1.6 A_s \sqrt{f_c f_y}$$

Cette formulation montre que la résistance de l'effet de goujon augmente avec :

- A_s : la section de l'armature
- f_c : résistance du béton
- f_y : limite d'élasticité de l'acier

Tableau 3.5 : Tableau récapitulatif des propriétés des matériaux.

Modèles	Diamètre Ø(mm)	f_c (Mpa)	f_y (Mpa)	A_s (mm ²)
Pejatović et Muttoni.	14	38.9	547	1.54
	16	38.5	520	2.01
	20	38.3	520	3.14
Autrup et al	14	36.9	527	1.54
	16	35.9	522	2.01
	20	32.8	522	3.14

Tableau 3.6 : Tableau comparatif des modèles étudiés et du règlement.

	Effort de goujon V_{dowel} (kN)				
Diamètre Ø (mm)	Modèle de Pejatović et Muttoni.		Modèle d'Autrup et al		Modèle Règlementaire <i>fib</i>
	Expérimental	Numérique	Expérimental	Numérique	Numérique
14	20	21	/	21	34.131
16	/	26	17	22	44.548
20	38	36	18	23	65.71

Les écarts observés peuvent être attribués au caractère théorique du modèle FIB, lequel ne prend pas pleinement en considération certains phénomènes réels, notamment la fissuration du béton et les mécanismes d'endommagement local. Par conséquent, le règlement FIB tend à fournir une estimation de la capacité maximale du mécanisme de goujon, contrairement aux approches expérimentales et numériques, qui offrent une représentation plus fidèle du comportement réel de la structure.

3.4. Conclusion du chapitre

Ce chapitre a présenté la modélisation numérique de l'effet de goujon dans les poutres en béton armé à partir des campagnes expérimentales d'Autrup et al. et de Pejatović & Muttoni. La démarche adoptée a reposé sur une modélisation tridimensionnelle sous Cast3M, intégrant un comportement élasto-plastique de l'acier, un modèle d'endommagement pour le béton, ainsi que des conditions aux limites destinées à reproduire les configurations expérimentales de référence.

Les résultats obtenus montrent que le modèle numérique reproduit de manière satisfaisante les tendances globales observées expérimentalement, notamment l'évolution de la force de goujon avec le déplacement, l'influence du diamètre des armatures longitudinales et la localisation de l'endommagement au voisinage de la fissure. L'analyse met également en évidence que l'augmentation du diamètre améliore la résistance de goujon, tout en modifiant la rigidité initiale et le comportement post-pic.

Les écarts constatés entre les réponses numériques et expérimentales s'expliquent principalement par la simplification de certains phénomènes locaux, en particulier la dégradation progressive de l'adhérence acier-béton, la complexité de la fissuration du béton et l'action de chaînette. Malgré ces limites, le modèle constitue un outil pertinent pour isoler le mécanisme de goujon, en analyser les paramètres influents et évaluer sa contribution dans le transfert des efforts de cisaillement.

Conclusion Générale

Conclusion Générale & Perspectives

Ce travail s'inscrit dans le cadre de l'étude du comportement des poutres en béton armé soumises au cisaillement, avec un intérêt particulier porté à l'effet de goujon, mécanisme encore difficile à isoler et à quantifier avec précision dans les approches de calcul classiques. La problématique centrale consistait à évaluer la capacité des modèles analytiques et numériques à reproduire fidèlement ce phénomène, ainsi qu'à examiner sa contribution réelle à la résistance au cisaillement après fissuration du béton.

L'analyse bibliographique a permis de montrer que l'effet de goujon intervient de manière significative dans le transfert des efforts à travers les fissures inclinées, en interaction avec d'autres mécanismes tels que l'engrènement des granulats, la contribution de la zone comprimée et l'action des armatures transversales. Toutefois, les modèles réglementaires, bien qu'indispensables pour le dimensionnement courant, restent fondés sur des formulations globales qui simplifient fortement la représentation de ce mécanisme. Cette limite explique en partie les écarts observés entre les prédictions théoriques, les résultats expérimentaux et les simulations numériques.

La modélisation numérique développée dans ce mémoire a permis d'analyser l'influence de plusieurs paramètres géométriques et mécaniques, notamment le diamètre des armatures longitudinales, la rigidité du matériau, l'évolution de l'endommagement et la propagation des fissures. Les résultats obtenus montrent que l'effet de goujon dépend fortement des caractéristiques de l'armature et de l'état de fissuration du béton, ce qui confirme la nature fortement non linéaire du phénomène. Les comparaisons réalisées avec les campagnes expérimentales de référence ont mis en évidence une cohérence satisfaisante entre les tendances numériques et les observations expérimentales, tout en soulignant certaines différences liées aux hypothèses de modélisation et aux simplifications adoptées.

Sur le plan scientifique, ce travail apporte une meilleure compréhension du rôle de l'effet de goujon dans le comportement post-fissuration des poutres en béton armé. Il met également en évidence l'intérêt de la modélisation numérique comme outil d'analyse complémentaire aux essais expérimentaux, permettant d'examiner de manière plus fine l'influence des paramètres structuraux et des lois de comportement. Cette approche contribue ainsi à enrichir la réflexion sur la prise en compte de ce mécanisme dans les modèles de calcul et dans les règlements de conception.

Conclusion Générale

Néanmoins, certaines limites doivent être signalées. D'une part, le modèle numérique repose sur des hypothèses simplificatrices concernant le comportement des matériaux, le contact acier-béton et les conditions aux limites. D'autre part, la comparaison avec les résultats expérimentaux reste dépendante de la qualité des données de référence et de la représentativité des essais retenus. Enfin, l'effet de goujon étant intimement lié à l'ensemble des mécanismes de transfert du cisaillement, son isolement complet demeure délicat.

En perspective, plusieurs prolongements peuvent être envisagés. Il serait pertinent d'étendre l'étude à d'autres configurations géométriques, à différents niveaux de sollicitation et à des conditions de chargement plus variées, notamment cycliques ou dynamiques. Une amélioration du modèle pourrait également passer par une description plus fine de l'interface acier-béton, ainsi que par une prise en compte plus avancée de l'endommagement progressif du béton. Enfin, une confrontation plus large avec un nombre plus important d'essais expérimentaux permettrait de renforcer la validation du modèle et d'améliorer sa portée prédictive.

Références Bibliographiques

- [1] Conservatoire National des Arts et Métiers (C.N.A.M.), « Chapitre 11 : Justifications à l'effort tranchant », in *Éléments de béton armé*, in Chaire de Travaux Publics et Bâtiment, Conservatoire National des Arts et Métiers. , Paris, non daté.
- [2] Boukhezar, M., « Comportement et analyse d'éléments structuraux en béton armé renforcés par des matériaux composites PRF en flexion simple », Thèse de Doctorat, Université Constantine 1, 2014.
- [3] Casanova, Pascal, « Bétons renforcés de fibres métalliques : du matériau à la structure », Thèse de Doctorat, École Nationale des Ponts et Chaussées (ENPC), 1995.
- [4] Mahmoud, K.A.A., « Shear behaviour of continuous concrete beams reinforced with GFRP bars », Thèse de Doctorat, Department of Civil Engineering, Faculty of Graduate studies, University of Manitoba, Winnipeg, Manitoba, Canada, 2015.
- [5] Wight, James K. et MacGregor, James G., *Reinforced Concrete: Mechanics and Design*, 6th éd. Upper Saddle River, NJ, 2011.
- [6] Kotronis, P., « Cisaillement dynamique de murs en béton armé : Modèles simplifiés 2D et 3D », Thèse de Doctorat, École Normale Supérieure de Cachan, France, 2000.
- [7] Autrup, Frederik, Jørgensen, Henrik Brøner, et Hoang, Linh Cao, « Dowel action of the tensil reinforcement in RC beams whitout shear reinforcement: Novel experimental investigation and mechanical modelling », *Eng. Struct.*, vol. 279, p. 115471, 2023, doi: 10.1016/j.engstruct.2022.115471.
- [8] Thammanoon, D., « Effect of reversed loading on shear behavior of reinforced concrete », Mémoire de Master, Kochi University Technology, Kochi, Japon, 2001.
- [9] Chung, W. et Ahmed, S.H., « Model for Shear Critical High Strength Concrete Beams », *ACI Struct. J.*, vol. 91, n° 1, p. 31-41, 1994.
- [10] Tadeusz, G.-C., *Le cisaillement dans le béton armé*. Paris, 1972.
- [11] Autrup, Frederik, « Shear behaviour of reinforced concrete beams without and with small amounts of shear reinforcement », Thèse de Doctorat, Syddansk Universitet, Det Tekniske Fakultet, Denmark, 2022. doi: 10.21996/hzz2-1314.
- [12] Paulay, T. et Loeber, P.J., « Shear transfer by aggregate interlock », *ACI Journal*, vol. 71, Michigan, USA, p. 55-75, 1974.
- [13] Colley, B.E. et Humphrey, H.A., « Aggregate interlock at joints in concrete pavements », *Highw. Res. Rec.*, n° 189, p. 1-18, 1967.
- [14] Jayasinghe, T., Chen, B.W.Y., Ranasinghe, D., Hadigheh, S.A., et Gamage, J.C.P.H. & Mendis, P., « Aggregate interlock in fractured concrete mesoscale models: a novel finite element modelling approach », *Arch. Civ. Mech. Eng.*, vol. 22, n° 165, 2022, doi: 10.1007/s43452-022-00488-4.
- [15] Pejatović, M. et Muttoni, A., « Experimental investigation of dowel action in reinforcing bars using refined measurements », *Structural Concrete*, vol. 25, n° 4, p. 2732-2758., 2024. doi: 10.1002/suco.202301144.
- [16] Pejatović, Marko, « Experimental and analytical investigation of shear-reinforced concrete and dowel action », Thèse de Doctorat, École polytechnique fédérale de Lausanne (EPFL), Lausanne, Suisse, 2024. doi: 10.5075/epfl-thesis-10391.
- [17] Krefeld, W.J. & Thurston, C.W., « Contribution of longitudinal steel to shear resistance of reinforced concrete beams », *ACI J.*, vol. 63, n° 3, p. 325-344, 1966.
- [18] Chemrouk, M., « Effort tranchant, mécanisme de transfert des forces et modèles de calcul », Thèse de Doctorat, Université des Sciences et de la Technologie Houari Boumediene (USTHB), Alger, 2012.

- [19] ACI Committee 318, « Building code requirements for structural concrete (ACI 318-19) and commentary », American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, ACI 318-19, 2019.
- [20] Taylor, H.P.J., « Investigation of the dowel shear forces carried by the tensile steel in reinforced concrete beams », *Cem. Concr. Assoc.*, p. 431, 1969.
- [21] Harry, O.A. et Lu, Y., « Simplified theoretical model for prediction of catenary action incorporating strength degradation in axially restrained beams », *Engineering Structures*, vol. 191, p. 219-228, 2019. doi: 10.1016/j.engstruct.2019.04.043.
- [22] NF, E.N., *Eurocode 2: Calcul des structures en béton — Partie 1-1: Règles générales et règles pour les bâtiments*, Brussels., 2005.
- [23] Hivin, J.-M., « Chapitre 6 : Épure d'arrêt de barre et vérification des appuis », in *Cours de béton armé*, Université Grenoble Alpes., Grenoble, s.d.
- [24] *ACI Committee 318 (2019). Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-19) and Commentary*. Farmington Hills, MI, USA: American Concrete Institute.
- [25] ACI Committee 445, « Recent approaches to shear design of structural concrete », American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 1999.
- [26] F.I.B., *fib Model Code for Concrete Structures 2010*, Standard, Berlin., 2013.
- [27] F. Cavagnis, M. Fernandez Ruiz, et A. Muttoni, « An analysis of the shear-transfer actions in reinforced concrete members without transverse reinforcement based on refined experimental measurements ». 2018.
- [28] Tung, N.D., Betschoga, C., et Tue, N.V., « Analysis of the crack development and shear transfer mechanisms of reinforced concrete beams with low amounts of shear reinforcement », *Eng. Struct.*, vol. 222, 2020, doi: 10.1016/j.engstruct.2020.111136.
- [29] Campana, S., Fernández Ruiz, M., Anastasi, A., et Muttoni, A., « Analysis of shear-transfer actions on one-way RC members based on measured cracking pattern and failure kinematics », *Mag. Concr. Res.*, vol. 65, n° 6, p. 386-404, 2013, doi: 10.1680/mac.12.00127.
- [30] Jelić, I., Pavlović, M.N., et Kotsovos, M.D., « A study of dowel action in reinforced concrete beams », *Mag. Concr. Res.*, vol. 51, n° 2, p. 131-41, 1999, doi: 10.1680/mac.1999.51.2.131.
- [31] Fernández R., M., Muttoni, A., et Sagaseta, J., « Shear strength of concrete members without transverse reinforcement: A mechanical approach to consistently account for size and strain effects », *Engineering Structures*, vol. 99, p. 360-372, 2015. doi: 10.1016/j.engstruct.2015.05.007.
- [32] Autrup, F., Jørgensen, H.B., et Hoang, L.C., « The influence of small amounts of shear reinforcement on the shear-transferring mechanisms in RC beams: An analysis based on refined experimental measurements », *Struct. Concr.*, vol. 23, n° 5, p. 2639-2657, 2022, doi: 10.1002/suco.202100641.
- [33] Paschen, H. & Schönhoff, T., « Untersuchungen über in Beton eingelassene Scherbolzen aus Betonstahl », *Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton*, 346, 1982.
- [34] Vintzeleou, E.N. et Tassios, T.P., « Behavior of dowels under cyclic deformations », *ACI Struct. J.*, vol. 84, n° 1, p. 18-30, 1987.
- [35] de Resende, Thiago L., Cardoso, Douglas C.T., et Shehata, Luiz C.D., « Influence of steel fibers on the dowel action of RC beams without stirrups », *Eng. Struct.*, vol. 221, p. 111044, 2020, doi: 10.1016/j.engstruct.2020.111044.
- [36] Cairns, J. et Jones, K., « The splitting forces generated by bond », *Mag. Concr. Res.*, vol. 47, n° 171, p. 153-165, 1995.
- [37] Nielsen, M.P., *Beton 1 del 3*, 2nd éd. Technical University of Denmark, Department of Structural Engineering, 2005.

- [38] Hordijk, D.A., « Tensile and tensile fatigue behaviour of concrete; experiments, modelling and analyses », *Heron*, vol. 37, n° 1, p. 1-79, 1992.
- [39] Vintzeleou, E.N. et Tassios, T.P., « Mathematical models for dowel action under monotonic and cyclic conditions », *Magazine of Concrete Research*, vol. 38, n° 134, p. 13-22, 1986.
- [40] Cantone, R., Fernández Ruiz, M., et Muttoni, A., « A detailed view on the rebar-to-concrete interaction based on refined measurement techniques », *Eng. Struct.*, vol. 226, n° 111332, 2021, doi: 10.1016/j.engstruct.2020.111332.
- [41] Goto, Y.(Yukimasa), « Cracks formed in concrete around deformed tension bars », *ACI Journal*, vol. 68, n° 4, Japan, p. 244-251, 1971.
- [42] Maekawa, K. et Qureshi, J., « Embedded bar behavior in concrete under combined axial pullout and transverse displacement », *Journal of Materials, Concrete Structures and Pavements*, vol. 30, p. 183-195, 1996.
- [43] Haussler, J.H., Hoang, L. C., Olesen, J. F., et Fischer, G., « Testing and modeling dowel and catenary action in rebars crossing shear joints in RC », *Eng. Struct.*, vol. 145, p. 234-245, 2017, doi: 10.1016/j.engstruct.2017.05.020.
- [44] Correlated Solutions Inc, « Vic-3D 7 Reference Manual », Columbia, SC, USA.
- [45] Mata-Falcón, J., Haefliger, S., Lee, M., Galkovski, T., et Gehri, N., « Combined application of distributed fibre optical and digital image correlation measurements to structural concrete experiments », *Eng. Struct.*, vol. 225, n° 111309, 2020, doi: 10.1016/j.engstruct.2020.111309.
- [46] Rasmussen, B.H., « Strength of transversely loaded bolts and dowels cast into concrete », *Medd. Fra Lab. Bygningastatik*, vol. 34, n° 2, p. 39-55, 1962.
- [47] Fichant, S., « Endommagement et anisotropie induite du béton de structures : Modélisations approchées », Thèse de Doctorat, École normale supérieure de Cachan, Cachan, 1996.
- [48] Mander, J. B., Priestley, M. J. N., et Park, R., « Theoretical stress-strain model for confined concrete », *Structural Engineering*, vol. 114, n° 8, p. 1804-1826, 1988. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1988)114:8(1804).
- [49] Meftah, Kamel, « Influence du type d'élément sur l'analyse non-linéaire des plaques, Chapitre III : Théorie d'élasto-plasticité », Mémoire de Magister, Université Mohamed Khider, Biskra, Algérie, 2005. [En ligne]. Disponible sur: <http://thesis.univ-biskra.dz/1129/>