

THÈSE  
PRÉSENTÉE  
À L'ÉCOLE DES GRADUÉS  
DE L'UNIVERSITÉ LAVAL  
POUR L'OBTENTION  
DU GRADE DE MAÎTRE ÈS SCIENCES (M.Sc.)

CANQ  
TR  
GE  
RC  
167



Ministère des Transports  
Direction recherche et contrôle  
Service du laboratoire central

919878

FACULTÉ DES SCIENCES ET DE GÉNIE

THÈSE  
PRÉSENTÉE  
À L'ÉCOLE DES GRADUÉS  
DE L'UNIVERSITÉ LAVAL  
POUR L'OBTENTION  
DU GRADE DE MAÎTRE ÈS SCIENCES (M.Sc.)

PAR

MARTIN LACHANCE  
BACHELIER ÈS SCIENCES APPLIQUÉES  
DE L'UNIVERSITÉ LAVAL

RELATIONS ENTRE LES CARACTÉRISTIQUES DES VIDES  
ET LA DURABILITÉ DES BÉTONS USUELS SOUMIS  
À DE LONGS CYCLES DE GEL-DÉGEL

QTRD  
CANQ  
TK  
GE  
RC  
167

MINISTÈRE DES TRANSPORTS  
CENTRE DE DOCUMENTATION  
330, CHEMIN SAINTE-FOY  
6<sup>e</sup> ÉTAGE  
QUÉBEC (QUÉBEC)  
G1S 4X9

AVRIL 1979

REÇU  
CENTRE DE DOCUMENTATION  
24 NOV. 2006  
TRANSPORTS QUÉBEC

## REMERCIEMENTS

Les travaux décrits dans cette thèse se sont déroulés entre février 1978 et janvier 1979 au laboratoire de béton et au laboratoire de mécanique des glaces du département de génie civil de l'Université Laval. Je remercie les autorités du laboratoire de mécanique des glaces de m'avoir accordé l'usage exclusif d'une chambre froide pour la durée des travaux.

Je tiens à remercier mon directeur de thèse, M. Michel Pigeon, ing. M.Phil, pour son étroite collaboration et pour les judicieux conseils qu'il m'a prodigués tout au cours de la recherche.

Je dois aussi souligner l'aide précieuse apportée par M. François Lemaire, ing. M.Sc., pour la modification et la mise au point de certains appareils.

Ma gratitude va finalement à M. Raymond Allard, technicien du laboratoire de béton, qui m'a assisté dans toutes les manipulations, à M. Jean-Claude Prince, technicien en électronique, qui a fabriqué les composantes électroniques du montage expérimental, et à Mme Hélène Michel, secrétaire, qui a dactylographié le manuscrit.

Les fonds nécessaires à cette recherche ont été accordés par le Conseil national de recherches du Canada. Je remercie aussi le Conseil pour la bourse d'étude qu'il m'a attribuée.

## RÉSUMÉ

Ce travail présente en premier lieu une revue des mécanismes proposés par plusieurs chercheurs pour expliquer la détérioration des bétons soumis à des cycles de gel-dégel ainsi qu'un aperçu des principaux facteurs déterminant la durabilité des bétons. Lorsque les granulats sont d'excellente qualité, la durabilité est à la fois fonction des caractéristiques des vides, de la qualité de la pâte et des conditions d'exposition. Les caractéristiques des vides les plus importantes sont le facteur d'espacement et la surface spécifique. Les exigences usuelles pour ces deux paramètres semblent cependant très strictes et sécuritaires parce qu'elles ne tiennent pas suffisamment compte de la qualité de la pâte et négligent l'importance du taux de refroidissement. Powers propose une approche globale théorique qui permet de calculer, pour un béton particulier, le facteur d'espacement suffisant pour assurer la protection face à un taux de gel spécifique. Schäfer démontre de son côté qu'il est possible de relier la durabilité à un coefficient empirique tenant compte des caractéristiques des vides et de la qualité de la pâte.

Nos expériences portent sur dix mélanges de béton usuels soumis à 300 cycles lents de gel-dégel. Chaque mélange fait l'objet d'une analyse complète des caractéristiques des vides. La détérioration est mesurée à l'aide de méthodes non-destructives durant les cycles et à l'aide de méthodes destructives à la fin de cette période.

Les résultats montrent que la durabilité face aux cycles lents dépend principalement du facteur d'espacement des vides et aussi du rapport eau-ciment. Le degré de mûrissement est également d'une importance capitale. La limite usuelle de 250  $\mu\text{m}$  du facteur d'espacement est trop sévère pour les cycles lents et une limite de 650  $\mu\text{m}$  est proposée. Une vérification de la théorie de Powers montre qu'elle prédit de bons résultats en fonction du taux de refroidissement, mais qu'elle ne tient pas

compte adéquatement du rapport eau-ciment. En dernier lieu, un coefficient semblable à celui de Schäfer est élaboré. Ce coefficient présente une bonne corrélation avec nos mesures de la détérioration, et on peut en déterminer une valeur critique.

## TABLE DES MATIÈRES

	<u>Page</u>
REMERCIEMENTS. . . . .	ii
RÉSUMÉ . . . . .	iii
TABLE DES MATIÈRES . . . . .	v
LISTE ET DÉFINITION DES SYMBOLES UTILISÉS. . . . .	x
LISTE DES TABLEAUX . . . . .	xii
LISTE DES FIGURES. . . . .	xiv
INTRODUCTION . . . . .	1
1 <sup>ère</sup> PARTIE: NOTIONS FONDAMENTALES, THÉORIES ET RECHERCHES ANTÉRIEURES . . . . .	3
CHAPITRE 1: LE BÉTON, L'EAU ET LA GLACE . . . . .	4
1.1 Le béton. . . . .	4
1.2 L'eau et la glace . . . . .	6
CHAPITRE 2: REVUE DES PRINCIPAUX MÉCANISMES DE DÉTÉRIORATION. . . . .	8
2.1 Génération de pressions hydrauliques par le gel de l'eau des pores capillaires. . . . .	8
2.2 Diffusion de l'eau du gel de ciment vers les pores capillaires . . . . .	9
2.2.1 Déséquilibre thermodynamique . . . . .	9
2.2.2 Génération de pressions osmotiques . . . . .	10
2.3 Théorie de Litvan . . . . .	10
2.4 Etude thermodynamique de Radjy. . . . .	11
2.5 Commentaires concernant les théories. . . . .	11
CHAPITRE 3: CARACTÉRISTIQUES D'UN BÉTON DURABLE . . . . .	12
3.1 Paramètres inhérents au béton . . . . .	12
3.1.1 Quantité d'eau gelable . . . . .	12
3.1.2 Perméabilité de la pâte. . . . .	12
3.1.3 Concentration en alcalis . . . . .	13

3.1.4	Résistance à la traction de la pâte. . . . .	13
3.1.5	Quantité et distribution des vides . . . . .	13
3.2	Paramètres extérieurs au béton. . . . .	14
3.2.1	Humidité ambiante. . . . .	14
3.2.2	Concentration en sels et/ou alcalis. . . . .	14
3.2.3	Taux de refroidissement. . . . .	14
3.2.4	Température minimum atteinte . . . . .	14
3.3	Résumé. . . . .	15
CHAPITRE 4: CARACTÉRISTIQUES DES VIDES D'AIR DANS LE BÉTON. . . . .		16
4.1	Origine et description des vides d'air. . . . .	16
4.2	Facteurs influençant les caractéristiques d'un système de vides d'air. . . . .	17
4.2.1	Emploi d'un adjuvant . . . . .	17
4.2.2	Influence du ciment. . . . .	18
4.2.3	Influence de la granulométrie. . . . .	18
4.2.4	Importance du temps de prise . . . . .	18
4.2.5	Vibration, manipulations et transport. . . . .	19
4.2.6	Rapport eau-ciment . . . . .	19
4.3	Valeurs typiques des caractéristiques des vides d'air . . . . .	19
CHAPITRE 5: RELATION ENTRE LES CARACTÉRISTIQUES DES VIDES ET LA DURABILITÉ. . . . .		24
5.1	Evaluation de la durabilité . . . . .	24
5.1.1	Essais de gel-dégel. . . . .	25
5.1.2	Mesure de la dilatation critique . . . . .	25
5.1.3	Mesure du degré de saturation critique . . . . .	25
5.1.4	Mesure des caractéristiques des vides. . . . .	27
5.2	Limites recommandées. . . . .	27
5.3	Approches globales de Powers et de Schäfer. . . . .	30
5.3.1	Théorie de Powers. . . . .	30
5.3.2	Coefficient de durabilité de Schäfer . . . . .	34
5.3.3	Commentaires . . . . .	35
2 <sup>ème</sup>	PARTIE: DESCRIPTION DE LA RECHERCHE. . . . .	36
CHAPITRE 6: FONDEMENTS ET OBJECTIFS . . . . .		37
6.1	Aperçu des travaux de Lemaire . . . . .	37
6.2	Objectifs de la recherche . . . . .	38
6.3	Aperçu du programme expérimental. . . . .	39
CHAPITRE 7: MÉTHODE EXPÉRIMENTALE . . . . .		40
7.1	Production des mélanges . . . . .	40

	<u>Page</u>
7.1.1 Constituants . . . . .	41
7.1.2 Granulométries . . . . .	47
7.1.3 Propriétés des mélanges, à l'état plastique. . . . .	47
7.2 Cycle de gel-dégel choisi . . . . .	51
7.3 Mesures non-destructives. . . . .	53
7.3.1 Variation de la masse. . . . .	53
7.3.2 Allongement relatif axial résiduel (Dilatation résiduelle). . . . .	53
7.3.3 Vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques. . . . .	53
7.4 Mesures destructives. . . . .	54
7.4.1 Résistance à la compression. . . . .	54
7.4.2 Analyse microscopique du système de vides. . . . .	54
7.5 Spécimens . . . . .	54
7.5.1 Forme et dimensions. . . . .	54
7.5.2 Liste et fonction des éprouvettes fabriquées . . . . .	54
7.5.3 Conditionnement des éprouvettes. . . . .	56
 CHAPITRE 8: DESCRIPTION DES OPÉRATIONS ET DES APPAREILS . . . . .	 58
8.1 Gâchage et mûrissement. . . . .	58
8.1.1 Pesée des ingrédients. . . . .	58
8.1.2 Préparation des moules . . . . .	58
8.1.3 Malaxage . . . . .	59
8.1.4 Affaissement . . . . .	59
8.1.5 Teneur en air. . . . .	59
8.1.6 Masse volumique. . . . .	59
8.1.7 Mise en place. . . . .	59
8.1.8 Mûrissement. . . . .	59
8.2 Cycles de gel-dégel . . . . .	60
8.2.1 Principe . . . . .	60
8.2.2 Le cabinet de gel-dégel. . . . .	60
8.2.3 Chauffage. . . . .	65
8.2.4 Température. . . . .	65
8.3 Mesures non-destructives. . . . .	65
8.3.1 Préparation des spécimens. . . . .	65
8.3.2 Mesure de la masse . . . . .	65
8.3.3 Mesure de la dilatation axiale résiduelle. . . . .	66
8.3.4 Mesure de la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques . . . . .	66
8.4 Mesures destructives. . . . .	69
8.4.1 Résistance à la compression. . . . .	69
8.4.2 Détermination des caractéristiques du système de vides . . . . .	69
8.4.2.1 Préparation des tranches. . . . .	69
8.4.2.2 Méthode d'essai . . . . .	69
8.4.2.3 Appareils . . . . .	71

	<u>Page</u>
3 <sup>ème</sup> PARTIE: PRÉSENTATION ET ANALYSE DES RÉSULTATS . . . . .	73
CHAPITRE 9: PRÉSENTATION DES RÉSULTATS. . . . .	74
9.1 Mesures de masse. . . . .	74
9.1.1 Compilation. . . . .	74
9.1.2 Commentaires . . . . .	81
9.2 Mesures de dilatation . . . . .	82
9.2.1 Compilation. . . . .	82
9.2.2 Commentaires . . . . .	94
9.3 Vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques. . . . .	96
9.3.1 Compilation. . . . .	96
9.3.2 Commentaires . . . . .	96
9.4 Résistance à la compression . . . . .	106
9.4.1 Compilation. . . . .	106
9.4.2 Commentaires . . . . .	108
9.5 Caractéristiques des vides. . . . .	116
9.5.1 Compilation. . . . .	116
9.5.1.1 Rapport air-pâte (A/p) . . . . .	117
9.5.1.2 Diamètre moyen des vides ( $\bar{d}$ ) . . . . .	117
9.5.1.3 Surface spécifique des vides ( $\alpha$ ) . . . . .	118
9.5.1.4 Facteur d'espacement des vides ( $\bar{L}$ ) . . . . .	118
9.5.1.5 Pourcentage d'air dans le mélange ( $A_c$ ). . . . .	121
9.5.2 Commentaires . . . . .	121
CHAPITRE 10: INTERPRÉTATION DES RÉSULTATS. . . . .	126
10.1 Facteurs influençant les caractéristiques des vides . . . . .	126
10.1.1 Granulométrie. . . . .	126
10.1.2 Ajout des ingrédients. . . . .	128
10.1.3 Vibration. . . . .	128
10.1.4 Commentaires . . . . .	129
10.2 Effet du prégel . . . . .	129
10.3 Valeurs limites des caractéristiques des vides. . . . .	129
10.3.1 Détermination des facteurs d'espacement maxima selon la théorie de Powers. . . . .	130
10.3.2 Facteurs d'espacement critiques expérimentaux. . . . .	136
10.3.3 Comparaisons entre les facteurs d'espacement critiques théoriques et expérimentaux. . . . .	137
10.4 Détermination d'un coefficient de durabilité. . . . .	142
10.4.1 Choix du coefficient . . . . .	142
10.4.2 Calcul du coefficient de durabilité de nos mélanges . . . . .	143
10.4.3 Corrélation avec les mesures de détérioration. . . . .	143
10.4.4 Commentaires . . . . .	148
10.5 Synthèse et conclusions finales . . . . .	149
10.5.1 Comportement des bétons usuels face aux cycles lents de gel-dégel. . . . .	149

	<u>Page</u>
10.5.2 Importance des caractéristiques des vides . . .	150
10.5.3 Mécanisme de détérioration . . . . .	151
10.5.4 Recommandations pratiques . . . . .	153
10.5.5 Propositions de recherches ultérieures . . . .	154
CONCLUSION . . . . .	155
LISTE DES OUVRAGES CITÉS . . . . .	157
ANNEXE: ÉVALUATION DU COEFFICIENT DE DILATATION THERMIQUE ET DU GONFLEMENT DÙ À L'HUMIDITÉ DE NOS BÉTONS. . . . .	161
A.1 But . . . . .	161
A.2 Méthode . . . . .	161
A.3 Caractéristiques des mélanges . . . . .	162
A.4 Résultats . . . . .	162
A.5 Analyse des résultats . . . . .	166

## LISTE ET DÉFINITION DES SYMBOLES UTILISÉS

a	aire
A	teneur en air
A/p	rapport air-pâte
c	volume de ciment
C	masse de ciment
$\bar{d}$	diamètre moyen
e	volume d'eau
E	masse d'eau
$E_d$	module d'élasticité dynamique
E/C	rapport eau-ciment
F.D.	facteur de durabilité
g	volume de granulats
G	masse de granulats
I	longueur d'un pas
K	perméabilité
$\bar{L}$	longueur moyenne d'interception (linear chord intercept)
L	longueur, espacement
$\bar{L}$	facteur d'espacement
m	nombre de cycles
M	masse
n, N	nombre (diverses attributions)
$\tilde{N}$	coefficient de durabilité
P	module d'élasticité dynamique relatif
P	pression
$P_u$	charge ultime
p'	proportion de pâte dans un mélange
r	rayon
R	taux de refroidissement
S	degré de saturation
$S_p, S_t, S_v$	sommes

t	temps
T	résistance à la traction de la pâte de ciment
U	taux de formation de glace
v	volume partiel
V	volume total
V	vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques
$w_f$	volume d'eau gelée
W, W'	coefficients de durabilité
Z	paramètre caractéristique d'une pâte de ciment
$\alpha$	surface spécifique (ou volumique)
$\alpha_c$	pourcentage d'hydratation
$\epsilon$	dilatation axiale
$\eta$	viscosité
$\theta$	température
$\nu$	rapport de Poisson
$\rho$	masse volumique
$\sigma$	contrainte axiale
$\omega_0$	volume d'eau initial

## LISTE DES TABLEAUX

<u>Tableau</u>		<u>Page</u>
4.1	Exemples de caractéristiques des vides de bétons sans air entraîné . . . . .	20
4.2	Exemples de caractéristiques des vides de bétons avec air entraîné . . . . .	21
5.1	Caractéristiques des essais rapides de gel-dégel proposés par l'A.S.T.M.. . . . .	26
5.2	Exigences usuelles des essais de détermination de la résistance aux cycles de gel-dégel . . . . .	28
7.1	Analyse chimique du ciment . . . . .	42
7.2	Propriétés physiques du ciment . . . . .	43
7.3	Analyse granulométrique effectuée au compteur de particules "Coulter Counter". . . . .	44
7.4	Description des granulats. . . . .	45
7.5	Résultats de l'essai de désagrégation au sulfate de magnésium. . . . .	46
7.6	Granulométrie des gros granulats . . . . .	48
7.7	Granulométries des granulats fins. . . . .	49
7.8	Propriétés des mélanges à l'état plastique . . . . .	50
7.9	Nombre, description et utilisation des échantillons préparés pour chaque mélange . . . . .	55
9.1	Résultats des mesures de masse . . . . .	75 à 80
9.2	Résultats des mesures de dilatation. . . . .	86 à 91
9.3	Résultats des mesures ultrasoniques. . . . .	97 à 102
9.4	Résultats des mesures de résistance à la compression . . . . .	109 à 113
9.5	Caractéristiques des vides des mélanges. . . . .	122

<u>Tableau</u>	<u>Page</u>	
10.1	Influence de la granulométrie sur les caractéristiques des vides d'air. . . . .	127
10.2	Influence de l'ajout des ingrédients sur les caractéristiques des vides d'air. . . . .	127
10.3	Analyse chimique du ciment no 15754 étudié par Powers. . . . .	133
10.4	Profondeurs d'hydratation des composés minéralogiques du ciment après 7 jours de mûrissement . . . . .	135
10.5	Facteurs d'espacement critiques basés sur les résultats expérimentaux. . . . .	138
10.6	Facteurs d'espacement limites théoriques et facteurs d'espacement critiques en fonction du rapport eau-ciment et du taux de refroidissement . . . . .	141
10.7	Détails du calcul du coefficient de durabilité de nos mélanges . . . . .	144
A.1	Caractéristiques principales des mélanges A5 et A6 . . . . .	163
A.2	Calcul de la relation entre la longueur et la température des échantillons. . . . .	164-165
A.3	Coefficients de dilatation thermique et dilatation résiduelle due au gonflement de nos échantillons . . . . .	167

## LISTE DES FIGURES

<u>Figure</u>		<u>Page</u>
1.1	Schéma illustrant la pâte de ciment et les diverses cavités qu'on y retrouve . . . . .	5
4.1	Schéma illustrant les courbes typiques de distribution de fréquence des vides d'air dans le béton avec ou sans air entraîné . . . . .	23
5.1	Schéma simplifié d'un vide d'air et de sa "sphère d'influence" . . . . .	31
7.1	Courbe typique d'un cycle de gel-dégel . . . . .	52
8.1	Schéma du montage permettant de produire les cycles. . . . .	61
8.2	Conception du cabinet de gel-dégel . . . . .	62
8.3	Vue du cabinet de gel-dégel montrant les boîtes métalliques disposées à l'intérieur . . . . .	63
8.4	Utilisation de l'extensomètre. . . . .	63
8.5	La porte du cabinet de gel-dégel . . . . .	64
8.6	Un prisme et les rondelles-repères servant aux mesures de dilatation. . . . .	67
8.7	Détail d'une rondelle-repère . . . . .	67
8.8	L'appareil servant à mesurer la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques . . . . .	68
8.9	Opérateur effectuant l'essai de détermination des caractéristiques des vides . . . . .	68
8.10	Emplacement des tranches prélevées pour l'inspection microscopique. . . . .	70
8.11	Méthode d'inspection des tranches. . . . .	70
8.12	Détails de l'appareil à plateau mobile utilisé pour l'inspection microscopique . . . . .	72

<u>Figure</u>		<u>Page</u>
9.1	Photographies illustrant la désagrégation des spécimens du mélange S6-844. . . . .	83
9.2	Fissuration à la surface de spécimens des mélanges qui se sont le plus détériorés . . . . .	84
9.3	Dilatation axiale résiduelle des mélanges de rapport eau-ciment 0,5 . . . . .	92
9.4	Dilatation axiale résiduelle des mélanges de rapport eau-ciment 0,6 . . . . .	93
9.5	Résultats des mesures de la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques des mélanges de rapport eau-ciment 0,5 . . . . .	103
9.6	Résultats des mesures de la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques des mélanges de rapport eau-ciment 0,6 . . . . .	104
9.7	Facteur de durabilité basé sur la perte de vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques à 300 cycles . . .	107
9.8	Relation entre la résistance à la compression après 300 cycles et le facteur d'espacement des vides des mélanges de rapport eau-ciment 0,5 . . . . .	114
9.9	Relation entre la résistance à la compression après 300 cycles et le facteur d'espacement des vides des mélanges de rapport eau-ciment 0,6 . . . . .	115
9.10	Vue au microscope de la structure de la pâte de ciment du mélange S5-225. . . . .	124
9.11	Vue au microscope de la structure de la pâte de ciment du mélange S5-909. . . . .	124
9.12	Vue au microscope de la structure de la pâte de ciment du mélange S6-383. . . . .	125
9.13	Vue au microscope de la structure de la pâte de ciment du mélange S6-844. . . . .	125
10.1	Relation établie par Powers entre le degré d'hydratation exprimé par $\Delta V_b/\omega_0$ et le paramètre Z pour le ciment no 15754 qu'il a étudié . . . . .	131
10.2	Relation entre le coefficient de durabilité et la détérioration des mélanges exprimée par la dilatation axiale résiduelle après 300 cycles . . . . .	145

<u>Figure</u>		<u>Page</u>
10.3	Relation entre le coefficient de durabilité et la détérioration des mélanges exprimée par le facteur de durabilité basé sur la perte de vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques. . . . .	146
10.4	Relation entre le coefficient de durabilité et la détérioration des mélanges exprimée par la résistance à la compression relative à 300 cycles . . . . .	147

## INTRODUCTION

La conception d'ouvrages en béton dans les régions froides est depuis toujours une source de problèmes. L'urbanisation et la croissance rapide des réseaux routiers ont amené l'emploi des agents de déverglaçage dont les effets néfastes s'ajoutent aux conditions rigoureuses d'exposition des ouvrages.

Au début du siècle on découvrit par hasard que certains adjuvants avaient la propriété d'entraîner de l'air dans le béton. Vers les années trente, de nombreuses études furent entreprises afin d'évaluer la durabilité des bétons à air entraîné. La conclusion de ces études amena l'emploi systématique d'un rapport eau-ciment réduit et d'une quantité appréciable d'air entraîné.

Parallèlement à ces études pratiques, des recherches fondamentales sur les mécanismes de détérioration conduisaient aux mêmes conclusions.

On s'efforça par la suite d'inventer des essais permettant de prédire le comportement des ouvrages face aux cycles de gel et de dégel rencontrés en nature. Des essais de cycles rapides d'éprouvettes saturées et des essais de détermination des caractéristiques du système des vides furent retenus.

Depuis, bien des chercheurs se sont penchés sur des aspects particuliers de la durabilité des bétons. Dans la majorité des cas, ces études négligeaient l'existence du béton sans air entraîné et arrivaient à des résultats confirmant ceux obtenus plusieurs années auparavant.

On doit cependant prendre conscience de deux phénomènes. Depuis le jour où furent établis ces normes et ces essais, l'industrie cimentière a connu un essor considérable et la composition et la finesse des ciments

d'aujourd'hui diffèrent quelque peu de celles d'alors. De plus, pratiquement tous les essais courants servant à déterminer la résistance aux cycles de gel et de dégel sont trop sévères et représentent mal les conditions naturelles d'exposition. Il faut donc reconsidérer le problème à la source pour voir si les exigences définies alors peuvent encore être utilisées aujourd'hui.

1<sup>ère</sup> PARTIE

NOTIONS FONDAMENTALES, THÉORIES ET RECHERCHES ANTÉRIEURES

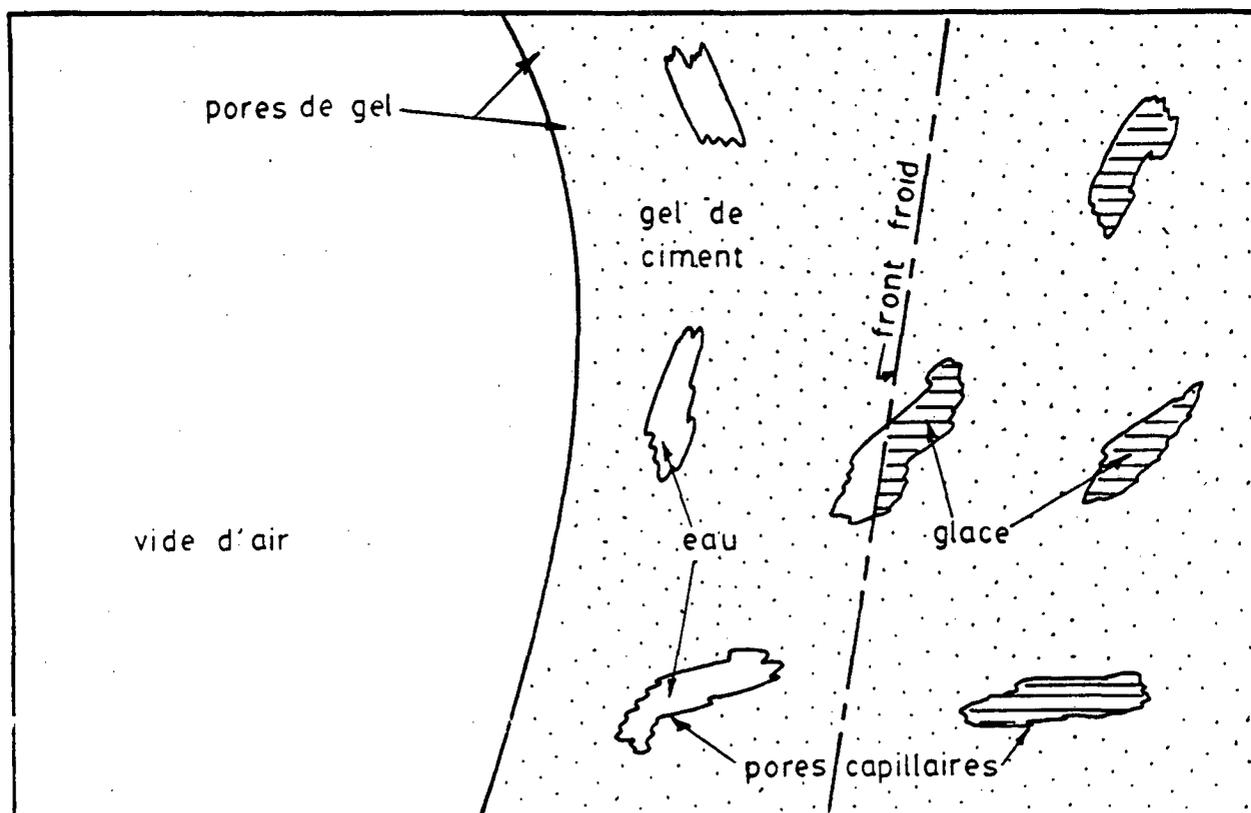
## CHAPITRE 1

### LE BÉTON, L'EAU ET LA GLACE

Afin de mieux comprendre les mécanismes dont il sera question dans les pages qui suivent, il importe de décrire les matériaux qui entrent dans la composition du béton et de rappeler quelques constantes physiques.

#### 1.1 Le béton

Le béton est constitué d'un ensemble de granulats de dimensions, de formes et de compositions minéralogiques variables reliés ensemble par la pâte de ciment. Nous ne discuterons pas ici des granulats, étant donné la multitude de minéraux différents qu'ils peuvent contenir. Pour les essais dont il sera question, d'ailleurs, nous avons employé des granulats non gélifs pour concentrer notre étude sur les propriétés de la pâte de ciment. Cette dernière peut être idéalisée d'après le schéma de la figure 1.1. Les produits de l'hydratation du ciment sont un ensemble de particules colloïdales appelé gel de ciment. Les pores de gel contiennent de l'eau non gelable en raison de leur faible dimension ( $\approx 0,002 \mu\text{m}$ ) et aussi parce que cette eau est très fortement adsorbée. Powers et Brownyard<sup>(1)</sup> ont évalué à  $-78^\circ\text{C}$  la température nécessaire pour faire geler cette eau sur place. Le gel de ciment a une très faible perméabilité bien qu'il ne contienne pas moins de 25% d'eau. Les pores capillaires sont de dimensions plus importantes ( $\approx 0,05 \mu\text{m}$ ). L'eau peut y geler après un faible surrefroidissement. Leur présence rend la perméabilité de la pâte de ciment considérablement supérieure à celle du gel de ciment. La quantité et la dimension des pores capillaires sont déterminées par le rapport eau-ciment initial et le degré d'hydratation. Théoriquement, une pâte dont



DIMENSIONS APPROXIMATIVES :

Pores de gel :	$\approx 0,002 \mu\text{m}$
Pores capillaires :	$\approx 0,5 \mu\text{m}$
Vides d'air :	10 à 1000 $\mu\text{m}$

FIGURE 1.1 - Schéma (inspiré de Powers et Helmuth<sup>(2)</sup>) illustrant la pâte de ciment et les diverses cavités qu'on y retrouve. On croit généralement que lors du gel, la glace se forme dans les pores capillaires.

le rapport eau-ciment (massique) est inférieur à environ 0,36 ne contiendrait pas de pores capillaires après achèvement de l'hydratation<sup>(3)</sup>.

Les bulles d'air naturel ou entraîné sont de dimensions relativement considérables (10 à 1000  $\mu\text{m}$ ). Leur forme généralement sphérique leur confère une surface spécifique minimum. Ces cavités sont à toutes fins pratiques impossibles à saturer puisqu'il faudrait pour cela qu'un volume d'eau souvent supérieur au volume d'eau libre de la pâte parvienne à s'y loger.

## 1.2 L'eau et la glace

L'eau, lorsqu'elle passe de l'état liquide à l'état solide, subit une augmentation de volume d'environ 9%. Ce changement d'état physique s'accompagne d'une dissipation d'énergie.

La glace est constituée d'un arrangement moléculaire hexagonal non-compact mais, cependant, très peu compressible. Sa résistance à la compression varie avec la température, l'arrangement, l'orientation relative et la dimension des cristaux, et présente donc une grande variabilité. De plus, la glace est un matériau viscoélastique sujet au fluage<sup>(4)</sup>. Selon R.A. Helmuth<sup>(5)</sup>, la glace, dans le béton, se formerait de la même façon que dans l'eau surrefroidie. La nucléation originerait de particules solides en suspension, ou à l'interface solide-liquide et amènerait la formation d'un réseau de cristaux dendritique. D'autres auteurs pensent cependant que la glace pouvant être formée dans la pâte de ciment est de forme semi-amorphe<sup>(6)</sup>.

Le surrefroidissement de l'eau dans le béton peut être attribuable à la difficulté d'amorcer la nucléation, à la présence de sels dissous, et à la présence de pressions abaissant le point de congélation en accord avec le diagramme de phase de l'eau pure.

Dans le béton, on ne rencontre à toutes fins pratiques pas d'eau à l'état pur. Elle contient des impuretés dissoutes ou en suspension (exemple: alcalis). La variation, à l'intérieur du solide, de la concentration des matières dissoutes peut amener la création de pressions

osmotiques. Une bonne partie de cette eau est adsorbée dans les pores de gel. Les forces de surface ainsi développées sont très importantes et rendent difficile le calcul de l'équilibre thermodynamique.

Signalons finalement qu'on distingue deux types d'eau dans la pâte de ciment: l'eau non évaporable, ou, à toutes fins pratiques, celle qui est combinée chimiquement, et l'eau évaporable, qui comprend l'eau des pores de gel et des pores capillaires.

## CHAPITRE 2

### REVUE DES PRINCIPAUX MÉCANISMES DE DÉTÉRIORATION

Plusieurs théories ont été avancées afin d'expliquer les mécanismes de détérioration du béton par le gel. Nous ne nous attarderons ici que sur les mécanismes reliés à la composition et à la structure de la pâte de ciment. La première théorie valable fut apportée par T.C. Powers et est basée sur la génération de pressions hydrauliques dues au gel de l'eau des pores capillaires. Elle fut longtemps considérée comme le mécanisme de détérioration principal, jusqu'à ce qu'un bon nombre de chercheurs, dont Powers lui-même, démontrent que lors du gel, l'eau ne quitte pas, mais a plutôt tendance à gagner les pores capillaires<sup>(6)</sup>.

#### 2.1 Génération de pressions hydrauliques par le gel de l'eau des pores capillaires<sup>(7,8)</sup>

Bien qu'aujourd'hui plusieurs écartent l'importance de ce mécanisme, il demeure probablement celui qui prévaut lors de la toute première étape du gel.

Si l'eau d'un pore saturé gèle, l'augmentation du volume de la glace force l'eau non gelée à fuir vers l'extérieur ou oblige le pore à se dilater. Cette deuxième condition est difficilement réalisable, le froid provoquant plutôt une contraction des matières solides. L'eau peut voyager à travers le gel de ciment, mais la perméabilité de ce dernier étant très faible et l'eau plus visqueuse à basses températures, ce phénomène donne lieu à la création de fortes pressions hydrauliques. Pour que soient dissipées ces dernières, il faut que l'eau en excès gagne un vide d'air dans lequel elle pourra cristalliser sans créer de pressions. On comprend facilement que l'intensité des pressions hydrauliques dépend

du coefficient de perméabilité du gel de ciment, de la distance entre les pores capillaires et les cavités, et du taux de refroidissement imposé.

Si les pores capillaires n'ont pas de vides d'air dans leur entourage pour accommoder l'eau en excès et si le taux de refroidissement est tel qu'elle est en grande quantité, cela produira des pressions dépassant la résistance en tension du gel et un dommage permanent résultera. Les cavités d'air ne protègent qu'une zone limitée de leur périphérie et doivent donc être passablement rapprochées pour assurer une protection adéquate de la pâte.

## 2.2 Diffusion de l'eau du gel de ciment vers les pores capillaires

Des expériences plus récentes démontrent qu'il s'agit du mécanisme principal amenant la détérioration du béton par le gel. Deux causes peuvent provoquer la diffusion de l'eau du gel de ciment vers les pores capillaires: l'une physique et l'autre, chimique.

### 2.2.1 Déséquilibre thermodynamique <sup>(8)</sup>

Imaginons un pore capillaire complètement rempli de glace et entouré de gel de ciment dont l'eau n'est évidemment pas gelée. Si nous sommes à la température de fusion de la glace, que toutes les pressions sont dissipées et que les dimensions sont telles que l'on puisse négliger l'énergie de surface, nous pouvons dire que l'eau du gel et la glace du pore sont en équilibre thermodynamique.

Un abaissement de la température rompt l'équilibre et l'énergie potentielle qu'acquiert l'eau pousse cette dernière vers le pore capillaire où elle gèle et cause un accroissement du cristal de glace. La diffusion de l'eau provoque un retrait du gel de ciment et sa cristallisation, une dilatation du pore capillaire. Ces deux effets contribuent de pair à générer de grandes pressions. Un tel phénomène ne se rencontre pas à la paroi des vides d'air puisqu'ils ne peuvent pratiquement jamais être remplis de glace et permettent la croissance de cristaux sans induire de pressions.

### 2.2.2 Génération de pressions osmotiques<sup>(6)</sup>

A mesure qu'avance le processus de gel dans les pores capillaires, la concentration en alcalis de la phase liquide augmente, créant une pression osmotique.

Le phénomène d'osmose se traduit, rappelons-le, par la tendance qu'ont les molécules d'eau d'une solution peu concentrée à diffuser vers une solution plus concentrée jusqu'à ce que s'équilibrent les concentrations. Le gel de ciment agit dans la pâte comme une membrane. L'eau des pores non gelés (pores de gel et petits pores capillaires) est donc attirée vers les pores plus gros où la formation de glace est déjà amorcée. La solution en contact avec la glace est alors diluée, ce qui permet une croissance additionnelle des cristaux de glace. Lorsque le pore est complètement rempli de glace et de solution, tout accroissement successif des cristaux de glace engendre des pressions obligeant la cavité à se dilater, et la pâte à rupturer. Comme dans le cas précédent, le retrait de la pâte accompagne la dilatation des pores capillaires.

### 2.3 Théorie de Litvan<sup>(9)</sup>

D'après Litvan, l'eau adsorbée des pores de gel et des parois des pores capillaires ne peut geler sans qu'elle soit redistribuée. En effet, l'eau surrefroidie adsorbée ressemble à l'eau surrefroidie normale avec la différence que la glace ne peut y être formée par nucléation. Helmuth a d'ailleurs démontré qu'une dimension minimale des pores capillaires était nécessaire pour permettre la nucléation<sup>(5)</sup>.

A des températures inférieures au point de congélation, la glace des parois du spécimen et l'eau surrefroidie ne peuvent être en équilibre à cause de la différence des pressions de vapeur. Pour les équilibrer, il faut que le degré de saturation soit réduit, c'est-à-dire que l'eau soit expulsée à l'extérieur du spécimen, dans de grosses cavités, ou dans des fissures existantes.

La détérioration provient des pressions hydrauliques engendrées par la migration de l'eau, de l'accroissement de la dimension des fissures

où la glace peut se former, du retrait de la pâte, ou de la formation de glace semi-amorphe avant que la redistribution de l'eau ne soit complétée.

#### 2.4 Etude thermodynamique de Radjy<sup>(10)</sup>

Radjy présente une base théorique intéressante pour déduire la quantité de glace formée à partir de l'eau des pores capillaires.

L'équilibre thermodynamique est atteint lorsqu'il y a équilibre des températures, des échanges volumiques et des phases. La troisième condition d'équilibre est basée sur le critère du potentiel chimique. Après plusieurs hypothèses, Radjy établit, à partir de la courbe isotherme d'adsorption capillaire, un modèle prédisant la formation de la glace dans les pores capillaires. Vérifié expérimentalement, ce modèle indique que le gel de l'eau des pores capillaires se fait graduellement sur une gamme étendue de températures et non pas brusquement à température fixe. Dans un spécimen saturé contenant de l'eau pure dans les pores capillaires il devrait y avoir formation de glace dès que  $0^{\circ}\text{C}$  est atteint.

Si on parvenait à généraliser le modèle pour y inclure la formation de la glace à partir de l'eau fortement adsorbée des pores de gel, cette théorie pourrait décrire entièrement le processus de la formation de la glace dans la pâte de ciment.

#### 2.5 Commentaires concernant les théories

Les mécanismes dont il est question dans chacune de ces théories présentent tous des aspects possibles des causes réelles de la destruction de la pâte de ciment par le gel. Il est probable qu'aucune des théories ne soit suffisamment générale pour inclure tous les facteurs et que la réalité ne soit autre qu'une combinaison complexe de la plupart des mécanismes.

Il est toutefois intéressant de remarquer que, quelle que soit l'optique de départ, la détérioration de la pâte est provoquée en partie par la création de pressions hydrauliques. De plus, dans tous les cas, la présence de nombreux vides d'air jouant le rôle de soupapes est fortement bénéfique.

## CHAPITRE 3

### CARACTÉRISTIQUES D'UN BÉTON DURABLE

Comme nous connaissons maintenant les mécanismes causant sa détérioration, il nous est facile d'analyser les conditions qui rendent un béton (dont les granulats sont non gélifs) résistant aux cycles de gel-dégel.

La performance d'un béton dépend à la fois de ses propriétés intrinsèques et des conditions extérieures d'exposition.

#### 3.1 Paramètres inhérents au béton

##### 3.1.1 Quantité d'eau gelable

A la limite, on pourrait dire que la quantité d'eau gelable est égale à la quantité d'eau évaporable (voir section 1.2). Une pâte de ciment ne contenant pas de pores capillaires ne pourrait permettre la croissance de cristaux de glace car ceux-ci ne peuvent se former dans les pores de gel. C'est donc la quantité de pores capillaires qui détermine la quantité d'eau gelable. De plus, la glace ne provoque de pressions que si le degré de saturation est suffisamment élevé. Pour réduire la quantité d'eau gelable il faut donc un rapport eau-ciment faible, un degré de mûrissement élevé et un taux de saturation minimum.

##### 3.1.2 Perméabilité de la pâte

La perméabilité du gel de ciment est très faible et à vrai dire constante. La perméabilité de la pâte de ciment est par contre plus élevée et varie en fonction de l'importance du réseau de pores capillaires. Comme une grande perméabilité facilite la saturation, donc augmente la quantité d'eau gelable, on a intérêt à employer un rapport eau-ciment minimum pour réduire le nombre et la dimension des pores capillaires.

### 3.1.3 Concentration en alcalis

Evidemment, une forte concentration en alcalis dans l'eau du mélange est à éviter puisqu'elle accentue le mécanisme des pressions osmotiques.

### 3.1.4 Résistance à la traction de la pâte

Puisque pour tous les mécanismes étudiés, la détérioration provient de trop fortes pressions internes, il est évident que la résistance à la traction de la pâte joue un rôle important pour sa protection face au gel. Elle dépend aussi du rapport eau-ciment et du degré de mûrissement.

### 3.1.5 Quantité et distribution des vides

Un bon moyen de protéger la pâte de ciment des effets néfastes du gel est de faire en sorte qu'elle contienne une quantité suffisante de vides d'air bien distribués. On peut expliquer de diverses façons la protection apportée par les vides d'air.

Dans le cas où il y a génération de pressions hydrauliques, un grand nombre de vides d'air réduit l'intensité de ces dernières en diminuant la distance entre la source génératrice et la soupape de soulagement qu'ils constituent.

Dans le cas où il y a diffusion de l'eau de gel vers les pores capillaires, il semble que les vides d'air entrent en compétition avec les pores capillaires et réussissent généralement à attirer l'eau vers eux et à protéger ainsi la pâte<sup>(6)</sup>.

Du point de vue de la théorie de Litvan, il est évident que les vides d'air aideront à équilibrer les pressions de vapeur en attirant l'eau vers eux. S'ils sont nombreux et bien distribués ils empêcheront la pâte d'être détériorée.

On comprend facilement que ce qui importe n'est pas d'avoir une quantité énorme d'air, mais surtout une multitude de petits vides peu éloignés les uns des autres.

Une étude approfondie des caractéristiques des systèmes de vides d'air généralement rencontrés dans le béton fera l'objet des sections qui suivent.

### 3.2 Paramètres extérieurs au béton

Il est évident que la rigueur des sollicitations a une influence directe sur le mécanisme de détérioration qui prévaut et sur l'importance relative des propriétés du mélange favorables à sa durabilité.

Quatre caractéristiques des conditions d'exposition méritent d'être signalées.

#### 3.2.1 Humidité ambiante

Si les conditions d'humidité sont telles qu'un spécimen possède un degré de saturation élevé, il sera susceptible d'être endommagé par le gel.

#### 3.2.2 Concentration en sels et/ou alcalis

Un spécimen baignant dans un milieu dont la concentration en sels et/ou alcalis est élevée pourra subir une plus forte détérioration par la création de pressions osmotiques, par la croissance possible de cristaux de sels, ou par une augmentation du nombre de cycles de gel-dégel. En effet, l'utilisation des sels de déverglaçage fait que lorsque la température est très froide, dans nos régions, il y a possibilité de gel toutes les nuits parce que la concentration en sels n'abaisse pas suffisamment le point de congélation.

#### 3.2.3 Taux de refroidissement

Plus le taux de refroidissement est rapide, plus la formation de glace est grande et moins il y a de temps alloué pour la migration de l'eau, ce qui entraîne la création de très fortes pressions.

#### 3.2.4 Température minimum atteinte

C'est tout d'abord l'eau contenue dans les pores capillaires qui gèle. Si la température atteinte est très basse et maintenue longtemps,

de l'eau des pores de gel gagne les pores capillaires et gèle aussi. La quantité de glace formée est donc plus importante.

### 3.3 Résumé

La durabilité d'un béton ayant à subir une condition de gel-dégel spécifique et dont les granulats ne peuvent créer de problème dépendra :

- de la qualité de la pâte, c'est-à-dire du rapport eau-ciment et du mûrissement, et
- des caractéristiques du système de vides d'air.

La première condition est facile à contrôler. Par contre, le système de vides d'air, nous le verrons, est très variable et plus difficile à contrôler. Nous étudierons donc, théoriquement, toutes les caractéristiques des systèmes de vides d'air et leur relation avec la durabilité. Ceci orientera notre recherche expérimentale.

## CHAPITRE 4

### CARACTÉRISTIQUES DES VIDES D'AIR DANS LE BÉTON

Dans ce chapitre, nous décrirons d'abord la structure générale d'un système de vides d'air dans le béton et définirons les termes employés pour le caractériser. Nous mentionnerons quelles sont les distinctions essentielles entre les systèmes de vides d'air des bétons sans air entraîné et ceux des bétons avec air entraîné. Dans une seconde partie, nous dresserons une liste des divers facteurs pouvant théoriquement affecter les caractéristiques des vides et expliquerons brièvement l'action de ces facteurs. Pour terminer, nous présenterons et discuterons sommairement les résultats de mesures des caractéristiques des vides présentés par divers chercheurs.

#### 4.1 Origine et description des vides d'air

D'après Mielenz et al., les vides d'air rencontrés dans le béton peuvent avoir quatre origines<sup>(11)</sup> :

- air originellement présent entre les grains de ciment et entre les granulats;
- air originellement présent dans les particules de ciment et les granulats, mais expulsé avant le durcissement de la pâte par les mouvements de l'eau soumise à des potentiels hydrauliques et capillaires;
- air dissous dans l'eau de gâchage; et
- air incorporé mécaniquement au mélange par l'action du malaxage et lors de la mise en place.

L'entraînement de l'air, dans un mélange, se fait naturellement mais peut être accentué par l'emploi d'adjuvants.

On croit généralement que les bulles d'air naturelles sont peu nombreuses, de dimension relativement élevée (de l'ordre du millimètre) et de granulométrie peu étalée, tandis que les bulles d'air entraîné au moyen d'un adjuvant sont plus petites, plus nombreuses et de granulométrie bien étalée.

Récemment, cependant, Paillère et Gonzalez<sup>(12)</sup> ont conduit une étude comparative des vides de mortiers obtenus avec différents adjuvants et ont trouvé, à la suite d'inspection au microscope à balayage électronique, que les vides ont une dimension approximative de 300  $\mu\text{m}$ , qu'il y ait ou non emploi d'un adjuvant. L'apparence des vides naturels et entraînés est la même. Il s'agit de bulles sphériques d'un diamètre variant entre 10 et 1000  $\mu\text{m}$  et dont les parois sont fortement microfissurées. Ces microfissures atteignent environ 1  $\mu\text{m}$  et sont susceptibles de créer un réseau de communication entre les pores capillaires et la paroi des vides.

Pour bien quantifier les caractéristiques d'un système particulier de vides d'air, on a le plus souvent recours aux paramètres suivants:

- pourcentage d'air, en volume, dans le béton ( $A_c$ );
- rapport entre le volume d'air et le volume de pâte dans un mélange ( $A/p$ );
- surface spécifique (ou surface volumique) des vides déterminée en assumant qu'ils sont tous sphériques ( $\alpha$ );
- diamètre moyen des vides ( $\bar{d}$ ); et
- facteur d'espacement des vides (relié à la distance séparant les parois des vides les unes des autres) ( $\bar{L}$ ).

## 4.2 Facteurs influençant les caractéristiques d'un système de vides d'air

### 4.2.1 Emploi d'un adjuvant

Il existe sur le marché plusieurs types d'adjuvants entraîneurs d'air. Le plus souvent, ils sont composés soit d'huiles végétales ou animales et de leurs acides gras, soit de résines naturelles préneutralisées (ou non) afin de les rendre solubles sans qu'elles aient d'abord à réagir avec la chaux ou, finalement, d'agents mouillants ou organiques<sup>(13)</sup>.

Il y a peu de différence dans le type d'air entraîné selon l'adjuvant utilisé. L'emploi d'un adjuvant conduit évidemment à une quantité supérieure de vides. Les vides d'air entraîné s'ajoutent à ceux qui apparaissent naturellement. Ils sont de dimensions semblables aux vides naturels, mais atteignent rarement les dimensions supérieures des vides naturels. C'est pourquoi, la dimension moyenne des vides d'air d'un béton à air entraîné est inférieure à celle d'un même béton sans air entraîné.

#### 4.2.2 Influence du ciment

Si on se base sur une publication de l'Association Canadienne du ciment Portland<sup>(14)</sup>, pour un même dosage, les ciments riches en alcalis entraînent plus d'air que ceux en contenant peu. Une augmentation de la finesse du ciment réduit la quantité d'air entraîné. Généralement, un dosage en ciment élevé réduit la quantité d'air mais modifie les caractéristiques du système de vides en introduisant des bulles plus petites et moins espacées ce qui améliore la durabilité.

#### 4.2.3 Influence de la granulométrie

Il est évident qu'une grosseur maximale élevée du gros granulat conduit à des mélanges contenant moins d'air au total mais dont les caractéristiques du système de vides sont très probablement les mêmes.

Selon Mielenz et al.<sup>(11)</sup>, le rapport entre la quantité de particules fines et de ciment a une influence directe sur la quantité totale d'air, qu'on utilise ou non un adjuvant. Les particules d'environ 400  $\mu\text{m}$  sont celles qui ont le plus d'influence. D'après Powers<sup>(15)</sup>, plus le rapport granulats fins-ciment est élevé, plus la dimension moyenne des vides est grande. Toujours selon l'Association Canadienne du ciment Portland<sup>(14)</sup>, les particules très fines, d'environ 100  $\mu\text{m}$ , ont au contraire tendance à réduire la quantité d'air.

#### 4.2.4 Importance du temps de prise

Des expériences effectuées par Mielenz et al.<sup>(11)</sup> sur des solutions et des pâtes très diluées ont laissé croire que l'air des très petites bulles aurait tendance à se dissoudre dans l'eau et à gagner les

plus gros vides avant que la prise n'ait lieu. Un tel réarrangement donnerait une dimension moyenne des vides et un volume d'air plus élevés, mais un nombre total de vides et une surface spécifique moyenne inférieurs.

Une étude plus réaliste, effectuée par Bruere<sup>(16)</sup> avec des pâtes de ciment normales n'a pas mis en évidence ce phénomène. On peut en conclure que le temps de prise a très peu d'influence sur les caractéristiques des vides.

#### 4.2.5 Vibration, manipulations et transport

Il est bien connu qu'une vibration prolongée réduit le volume total d'air. La vibration libère les gros vides qui seraient rencontrés si la compaction était insuffisante. De plus, d'après Mielenz et al.<sup>(11)</sup>, les mouvements intérieurs de la pâte durant la vibration font se séparer en de plus petites bulles les plus grosses cavités du système. Ceci réduit le volume d'air total car la surface spécifique augmente et accroît la pression à l'intérieur des bulles. Le facteur d'espacement des vides n'est pratiquement pas affecté par une grande vibration.

Gjorv et al.<sup>(17)</sup> ajoutent que si le pourcentage d'air initial est très élevé, non seulement les plus gros vides, mais aussi les plus petits ont tendance à disparaître à la suite de vibration ou de manipulations prolongées.

#### 4.2.6 Rapport eau-ciment

Puisqu'un rapport eau-ciment élevé réduit la viscosité de la pâte, les réarrangements de la structure du système de vides seront plus prononcés dans les bétons pauvres.

### 4.3 Valeurs typiques des caractéristiques des vides d'air

Afin de donner une idée de l'ordre de grandeur des valeurs typiques des paramètres servant à décrire un système de vides, nous présentons aux tableaux 4.1 et 4.2 les résultats de quelques chercheurs.

AUTEUR (ANNÉE)	REMARQUES	E/C	A <sub>c</sub> (%) (BÉTON PLASTIQUE)	RÉSULTATS DE L'INSPECTION MICROSCOPIQUE		
				A <sub>c</sub> (%)	α (cm <sup>-1</sup> )	L̄ (μm)
POWERS (1949) <sup>(7)</sup>	-	-	-	2,2	354	183
		-	-	1,8	160	470
		-	-	4,4	39	1346
MIELENZ et Al. (1958) <sup>(11)</sup>	Résultats obtenus sur des spécimens prélevés à même les structures	0,58	-	0,6	153	914
		-	-	min: 0,2	min: 42	min: 221
		-	-	max: 5,7	max: 437	max: 1560
		-	-	moy: 1,9	moy: 174	moy: 635
MIELENZ et SPROUSE (1978) <sup>(18)</sup>	Mélanges contenant un superplastifiant	0,37	1,7	1,48	100	843
		0,37	2,6	1,57	161	513
		0,47	3,2	2,74	166	368
		0,49	4,8	3,47	246	229

TABLEAU 4.1 - Exemples de caractéristiques des vides de bétons sans air entraîné.

AUTEUR (ANNÉE)	REMARQUES	E/C	A <sub>c</sub> (%) (BÉTON PLASTIQUE)	RÉSULTATS DE L'INSPECTION MICROSCOPIQUE		
				A <sub>c</sub> (%)	α (cm <sup>-1</sup> )	L̄ (μm)
MIELENZ et Al. (1958) <sup>(11)</sup>	-	0,45	5,4	5,1	450	102
	-	0,45	5,1	4,0	413	130
	-	0,45	5,1	4,6	350	147
	-	0,45	4,8	4,8	267	180
	-	0,45	4,8	2,3	189	356
	-	0,45	4,6	5,2	260	180
	-	0,45	2,7	2,8	177	353
MIELENZ et Al. (1958) <sup>(11)</sup>	Résultats obtenus sur des spécimens prélevés à même les structures	-	-	min: 2,1	min: 242	min: 58
		-	-	max: 10,6	max: 630	max: 206
		-	-	moy: 4,4	moy: 388	moy: 124
MIELENZ et SPROUSE (1978) <sup>(18)</sup>	Mélanges contenant un superplastifiant	0,40	8,1	6,41	176	193
		0,49	7,4	6,51	280	140
GJORV et Al. (1978) <sup>(17)</sup>	Pourcentage d'air visé: 5%	0,65	4,3	4,9	140	350
		0,58	4,9	4,5	210	250
		0,49	3,7	4,5	180	310
		0,54	3,9	3,8	180	320
		0,54	2,9	3,5	170	350
		0,42	5,9	6,1	210	210
		0,42	4,0	3,9	260	220

TABLEAU 4.2 - Exemples de caractéristiques des vides de bétons avec air entraîné.

Un bref examen de ces deux tableaux nous permet de constater que les vides d'air entraîné sont en moyenne de dimensions inférieures aux vides naturels. La différence n'est cependant pas énorme, les surfaces spécifiques étant du même ordre de grandeur, c'est-à-dire environ  $175 \text{ cm}^{-1}$  pour les mélanges sans air entraîné comparativement à environ  $250 \text{ cm}^{-1}$  pour les mélanges avec air entraîné. La gamme de valeurs est moins étendue lorsqu'il y a emploi d'air entraîné.

Les facteurs d'espacement des vides, dans le cas des bétons normaux, sont en moyenne plus élevés, soit  $611 \mu\text{m}$  comparativement à  $250 \mu\text{m}$  pour les bétons à air entraîné; la gamme de valeurs est encore une fois plus étalée pour les bétons normaux.

A la lumière de ces chiffres et d'après les remarques apportées auparavant, on peut conclure que la différence essentielle entre l'air entraîné et l'air naturel réside dans le fait que les bulles d'air entraîné sont en plus grand nombre pour la plupart des dimensions de vides, sauf pour les dimensions les plus grandes. La figure 4.1 illustre bien cette distinction en montrant l'allure des courbes de distribution des vides de bétons avec et sans air entraîné.

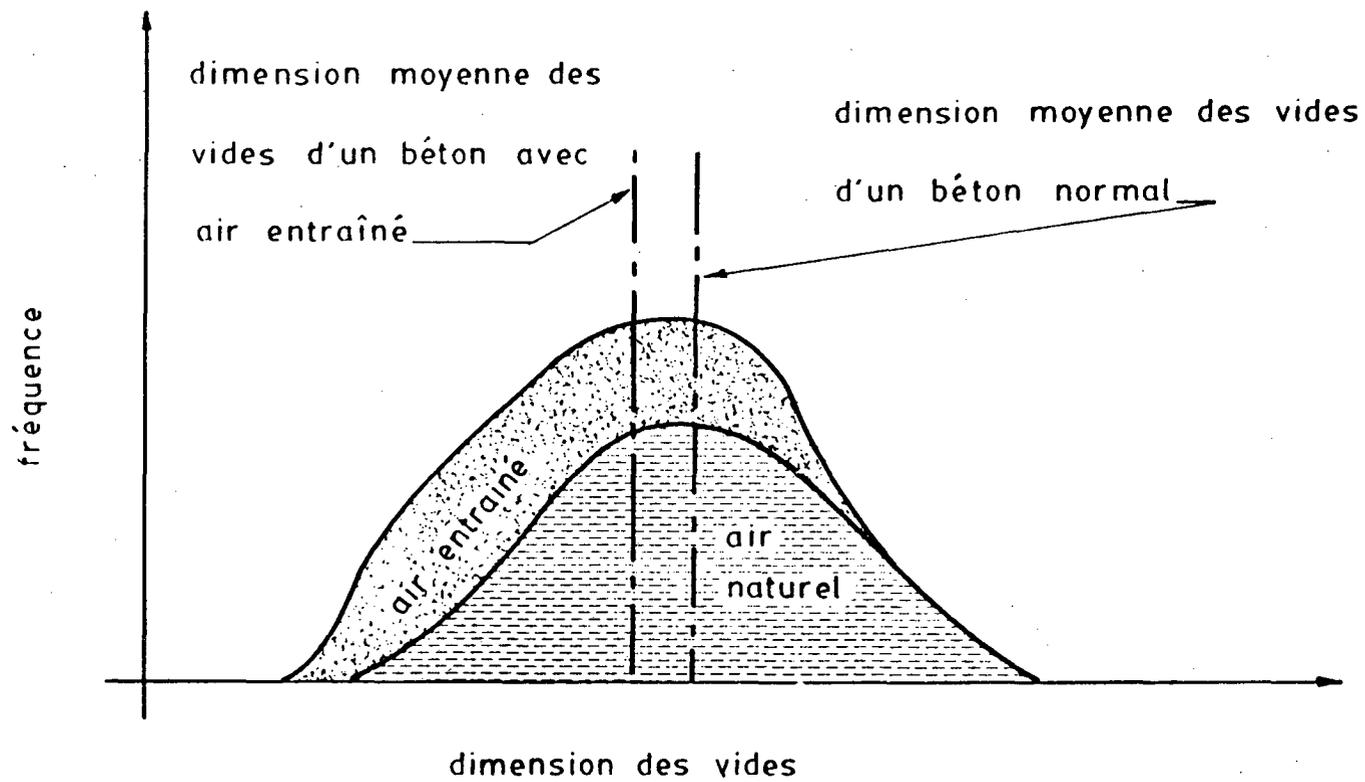


FIGURE 4.1 - Schéma illustrant les courbes typiques de distribution de fréquence des vides d'air dans les bétons avec ou sans air entraîné.

## CHAPITRE 5

### RELATION ENTRE LES CARACTÉRISTIQUES DES VIDES ET LA DURABILITÉ

Un survol des diverses techniques pouvant servir à évaluer ou à "prédire" la durabilité des bétons ainsi que des limites généralement recommandées pour les divers essais qui y correspondent montre qu'on a pris l'habitude, souvent, d'être trop exigeant pour certaines caractéristiques du béton en négligeant les facteurs relatifs à la qualité du mélange ou aux conditions réelles d'exposition. Il en résulte que les exigences sont souvent très sécuritaires. Une approche plus rationnelle doit tenir compte de plusieurs des propriétés du mélange car la durabilité n'est pas reliée qu'aux caractéristiques des vides, mais aussi à la qualité de la pâte et aux conditions d'exposition. Nous présentons donc, à la fin de ce chapitre, deux façons, l'une théorique et l'autre expérimentale, de relier la durabilité à la fois aux caractéristiques des vides et à la qualité du mélange.

#### 5.1 Evaluation de la durabilité

La meilleure façon d'évaluer la durabilité d'un béton demeure la mesure de sa performance en nature, ce qui n'est évidemment pas très commode. Elle est tout de même utile puisqu'elle sert à établir des corrélations avec les méthodes de laboratoire.

Une multitude de conditions naturelles d'exposition est possible (voir section 3.2) ce qui affecte peut-être l'importance relative des divers mécanismes de détérioration mis en jeu. Les essais de laboratoire devraient, sinon reproduire, du moins permettre de prédire approximativement la détérioration en nature. Faisons maintenant un survol des techniques généralement utilisées.

### 5.1.1 Essais de gel-dégel

Une façon évidente de prédire la détérioration de bétons soumis à des cycles de gel-dégel est de leur faire subir des cycles similaires, mais plus rapides. Le tableau 5.1 résume les deux méthodes d'essai recommandées par l'"American Society for Testing and Materials" (A.S.T.M.)<sup>(19)</sup>. Les spécimens subissent généralement 300 cycles et leur module d'élasticité dynamique est mesuré à intervalles réguliers. Un facteur de durabilité (F.D.) est défini de la façon suivante:

$$F.D. = \frac{(P)(n)}{m}, \quad (5.1)$$

où P est le module d'élasticité dynamique relatif après n cycles, exprimé en pourcentage du module d'élasticité dynamique initial; m, le nombre de cycles total auquel le test devrait se terminer; et n, le plus petit entre le nombre de cycles alors que P atteint le minimum spécifié (généralement 60%) et le nombre de cycles prescrit au total pour l'essai (m).

### 5.1.2 Mesure de la dilatation critique

Ce test, dont on trouve les détails de la procédure à la désignation C671-77 de l'A.S.T.M.<sup>(19)</sup> fut d'abord proposé par Powers<sup>(20)</sup>. Le spécimen de laboratoire subit en premier lieu une période de conditionnement identique à celle du béton de chantier (mûrissement, séchage, etc...). On mesure ensuite la dilatation du spécimen alors qu'il est refroidi à un taux de  $3 \pm 0,5^{\circ}\text{C}/\text{heure}$  jusqu'à  $-10^{\circ}\text{C}$ . Cette mesure est faite entre des intervalles d'immersion de deux semaines dans l'eau à  $2^{\circ}\text{C}$ . Lorsque la dilatation due au gel atteint une valeur supérieure ou égale au double de la dilatation due au gel lors de la mesure précédente, on a déterminé la période d'immunité d'un spécimen qui est égale à la durée totale d'immersion qu'il a jusqu'alors subie.

### 5.1.3 Mesure du degré de saturation critique

Cette méthode, proposée par Fagerlund<sup>(21)</sup> consiste à évaluer, en heures, semaines, ou années, le temps nécessaire aux spécimens pour atteindre, à partir d'un degré de saturation initial quelconque, un degré dit critique. Ce dernier peut être basé sur la résistance à des cycles

DÉSIGNATION	TAUX DE GEL	TEMPÉRATURES EXTRÊMES	MILIEU DU GEL	MILIEU DU DÉGEL
A.S.T.M.-C666 Procédure A (rapid-water)	min: 6,3°C/heure max: 18,9°C/heure	min: -17,8°C max: 4,4°C	Eau	Eau
A.S.T.M.-C666 Procédure B (rapid-air)	min: 5,9°C/heure max: 18,9°C/heure	min: -17,8°C max: 4,4°C	Air	Eau

TABLEAU 5.1 - Caractéristiques des essais rapides de gel-dégel proposés par l'A.S.T.M. (19).

gel-dégel de spécimens semblables dont les degrés de saturation sont élevés.

#### 5.1.4 Mesure des caractéristiques des vides

Les quantités relatives de pâte, de vides et de granulats d'un échantillon sont déterminées par inspection visuelle au microscope à binoculaire. On peut par la suite calculer le pourcentage d'air, la surface spécifique, la dimension moyenne et le facteur d'espacement des vides. La désignation C457-71 de l'A.S.T.M.<sup>(19)</sup> propose deux méthodes pour effectuer cet essai. Une méthode plus sophistiquée, mise au point par Lord et Willis<sup>(22)</sup>, permet même d'établir la courbe granulométrique des vides.

Il est nécessaire de relier les résultats de ces analyses à la performance en nature ou en laboratoire de spécimens soumis à des cycles de gel-dégel.

#### 5.2 Limites recommandées

On retrouve au tableau 5.2 les valeurs limites généralement exigées pour qu'un béton soit considéré comme résistant aux cycles de gel-dégel.

Les essais de cycles de gel-dégel donnent d'intéressants résultats, mais doivent être considérés comme des tests exagérés, plutôt qu'accélérés. Ils ont l'avantage d'exiger des manipulations simples et permettent tout de même une certaine flexibilité quant aux critères à rencontrer, surtout lorsque le laboratoire poursuit des études de corrélation avec la performance de bétons semblables en nature.

Le test de Powers correspond le mieux aux conditions naturelles: degré de saturation initial équivalent à celui rencontré en nature et taux de refroidissement élevé mais de l'ordre de grandeur de ceux rencontrés en nature. Il a le désavantage de ne pas tenir compte de l'effet amplificateur des cycles.

TYPE D'ESSAI	LIMITES RECOMMANDÉES
Cycles de gel-dégel	F.D. $\geq$ 60% (A.S.T.M.) <sup>(19)</sup>
Dilatation critique	La période d'immunité exigée sera déterminée par l'ingénieur en fonction des conditions d'expositions présumées. (A.S.T.M.) <sup>(19)</sup>
Degré de saturation critique	Période d'immunité supérieure à 5 ans. (Gjorv et Al.) <sup>(17)</sup>
Inspection microscopique	$\bar{L} \leq 250 \mu\text{m}$ $\alpha \geq 250 \text{ cm}^{-1}$ (Powers) <sup>(7)</sup> (Gjorv et Al.) <sup>(17)</sup>

TABLEAU 5.2 - Exigences usuelles des essais de détermination de la résistance aux cycles de gel-dégel.

Le test proposé par Fagerlund se rapproche de celui de Powers, mais nécessite beaucoup plus de manipulations. Le résultat a le désavantage de dépendre d'une condition quelconque de détérioration établie à la suite d'une multitude d'essais de cycles rapides de gel-dégel.

Les méthodes microscopiques ont comme principal avantage la rapidité avec laquelle on obtient le résultat. Les limites recommandées sont cependant très restrictives et se basent sur la corrélation avec les résultats d'essais de cycles de gel-dégel très sévères.

Finalement, il faut souligner que les exigences usuelles sont souvent très sécuritaires, parce que basées sur la performance de bétons soumis à des essais trop sévères.

Une approche plus réaliste devrait tenir compte des facteurs suivants:

- le rapport eau-ciment initial;
- le degré de mûrissement;
- le degré de saturation;
- les températures extrêmes;
- le taux de refroidissement; et
- les caractéristiques des vides.

Powers, qui le premier a proposé des limites des caractéristiques des vides, a basé ces dernières sur une approche théorique très globale. Plus récemment, Schäfer<sup>(23)</sup>, plutôt que de proposer des limites sur les caractéristiques des vides, a suggéré de limiter la valeur d'un "coefficient de durabilité" calculé d'après toutes les propriétés importantes de la pâte.

Nous allons exposer l'essentiel de ces théories dans la section qui suit.

### 5.3 Approches globales de Powers et de Schäfer

#### 5.3.1 Théorie de Powers (7)(Note 1)

En se basant sur la théorie des pressions hydrauliques, Powers, en 1949, a établi un facteur d'espacement des vides maximum pour une pâte donnée. Ce facteur est fonction des caractéristiques de la pâte, de son degré de saturation, du taux de refroidissement imposé, et est calculé en supposant que les vides d'air sont tous de même dimension, et équidistants. Ceci donne une idée du facteur d'espacement qui, dans la réalité, procurerait une protection adéquate. L'hypothèse fondamentale est la suivante: la pâte sera protégée si sa résistance à la traction est supérieure à la plus forte pression hydraulique engendrée par le gel.

Etudions ce qui se passe dans une région délimitée par la paroi d'un vide et la limite de sa "sphère d'influence". Sachant qu'une telle étude englobe des dimensions totales de l'ordre du millimètre, nous assumons que le processus a lieu simultanément en tout point du domaine.

Chaque vide peut être représenté par une bulle de rayon  $r_b$  dont le rayon de la sphère d'influence est  $r_m$ . Dans la matière solide qui entoure ce vide, on définit une région en forme de coquille caractérisée par son rayon  $r'$  et son épaisseur  $\Delta r'$  (voir figure 5.1).

La quantité d'eau expulsée vers le vide, en fonction du temps, à la suite du gel de l'eau dans cette coquille est:

$$\frac{dv}{dt} = \frac{(1,09 - 1)}{S} \frac{dw_f}{d\theta} \frac{d\theta}{dt} (4 \pi r'^2 \Delta r'), \quad (5.2)$$

où  $w_f$  = le volume d'eau gelée par unité de volume de pâte;

$\theta$  = la température, en  $^{\circ}\text{C} \times (-1)$ ;

$t$  = le temps, en secondes; et

$S$  = le degré de saturation (volume d'eau dans les pores capillaires divisé par le volume total des pores capillaires).

---

Note 1 - Les unités utilisées dans cette partie ne font pas nécessairement partie du système international d'unités (SI) mais sont conservées afin de pouvoir utiliser plus tard certains résultats obtenus par Powers.

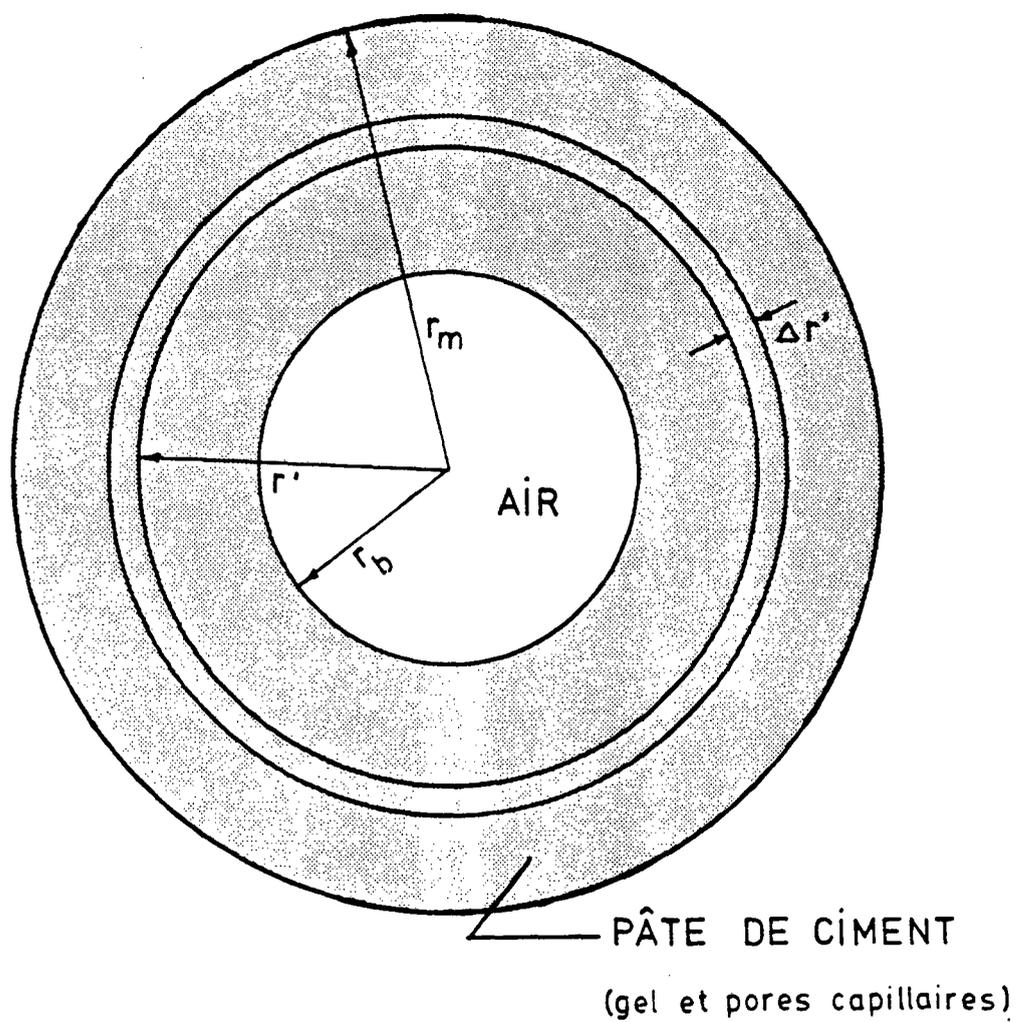


FIGURE 5.1 - Schéma simplifié d'un vide d'air et de sa "sphère d'influence".  
(D'après Powers, 1949<sup>(7)</sup>).

La quantité totale d'eau qui devra passer au travers d'une paroi hypothétique de rayon  $r$ , avant de rejoindre le vide d'air, est donc:

$$\frac{dV}{dt} = \frac{(1,09 - 1)}{S} \frac{d\theta}{dt} \frac{dw_f}{d\theta} (4\pi) \int_r^{r_m} (r')^2 dr' . \quad (5.3)$$

Le flux est donné par cette quantité divisée par l'aire de la paroi hypothétique soit, après intégration:

$$\frac{dV}{dt} \frac{1}{a} = C \left( \frac{r_m^3}{r^2} - r \right) , \quad (5.4)$$

où

$$C = \frac{1}{3} \frac{(1,09 - 1)}{S} \frac{d\theta}{dt} \frac{dw_f}{d\theta} . \quad (5.5)$$

Par la loi de Darcy, on peut relier la pression engendrée au flux qui la provoque par:

$$\frac{dP}{dr} = \frac{\eta}{K} \frac{dV}{dt} \frac{1}{a} , \quad (5.6)$$

où  $P$  = la pression, en dynes/cm<sup>2</sup>;

$\eta$  = la viscosité, en Poises; et

$K$  = la perméabilité de la pâte, en cm<sup>2</sup>.

En combinant les équations (5.4) et (5.6), nous obtenons:

$$\frac{dP}{dr} = \frac{\eta}{K} C \left[ \frac{r_m^3}{r^2} - r \right] . \quad (5.7)$$

La pression en tout point de la coquille de rayon  $r$  est:

$$P = \frac{\eta}{K} C \int_{r_b}^r \left[ \frac{r_m^3}{r^2} - r \right] dr ; \text{ ou, après intégration:}$$

$$P = \frac{\eta}{K} C \left[ \frac{r_m^3}{r_b} + \frac{r_b^2}{2} - \frac{r_m^3}{r} - \frac{r^2}{2} \right]. \quad (5.8)$$

C'est à l'endroit le plus éloigné de la bulle, c'est-à-dire lorsque  $r = r_m$ , que la pression sera maximum, donc:

$$P_{\max} = \frac{\eta}{K} C \left[ \frac{r_m^3}{r_b} + \frac{r_b^2}{2} - \frac{3 r_m^2}{2} \right]. \quad (5.9)$$

On peut simplifier l'expression (5.9) en posant que  $L = r_m - r_b$ , c'est-à-dire la demi-distance entre les parois de deux bulles. Ainsi:

$$P_{\max} = \frac{\eta}{K} C \phi(L), \quad (5.10)$$

où

$$\phi(L) = \frac{L^3}{r_b} + \frac{3 L^2}{2}. \quad (5.11)$$

Considérons maintenant le cas d'une pâte saturée ( $S = 1$ ):

$$P_{\max} = \frac{\eta}{K} (0,03) UR \phi(L), \quad (5.12)$$

où  $U = \frac{dw_f}{d\theta}$  lorsque  $S = 1$ ; et

$R = \frac{d\theta}{dt}$  (taux de refroidissement).

La pâte rupturera si  $P_{\max} = T$ , la résistance à la traction de la pâte. Donc, si

$$\frac{P_{\max}}{T} = 1 = 0,03 \eta R \left( \frac{U}{KT} \right) \phi L. \quad (5.13)$$

En supposant que l'eau gèle entre  $0^\circ\text{C}$  et  $-4^\circ\text{C}$ , on peut adopter  $\eta = 0,019$  Poise. Ainsi,

$$\phi(L_{\max}) = 1775 \frac{Z}{R}, \quad (5.14)$$

où  $Z = \frac{KT}{U}$ , un paramètre qui reflète les différentes caractéristiques de la pâte.

En compte final, l'espacement critique, pour une pâte saturée, dépendra des propriétés de la pâte ( $Z$ ), du taux de refroidissement ( $R$ ), et de la dimension des vides ( $r_b$ ).

### 5.3.2 Coefficient de durabilité de Schäfer<sup>(23,17)</sup>

L'approche de Schäfer est beaucoup plus simple et est basée sur l'observation plutôt que sur de longs développements théoriques.

En effet, de façon générale, on peut relier la résistance aux cycles de gel-dégel à la proportion de vides dont la surface spécifique est élevée, à la résistance de la pâte et au volume des pores capillaires. Schäfer a développé un coefficient tenant compte de ces trois facteurs:

$$W = 100(T) \left( \frac{A_{300}}{V_c} \right), \quad (5.15)$$

où  $(A_{300}/V_c)$  = le rapport entre le volume occupé par les vides de moins de 300  $\mu\text{m}$  ( $A_{300}$ ) et le volume des pores capillaires ( $V_c$ ); et

$T$  = la résistance à la traction de la pâte.

Cette approche est beaucoup moins générale que celle de Powers car elle néglige le taux de refroidissement et le degré de saturation. Evidemment, la valeur limite de  $W$  sera fonction de ces paramètres et devra être évaluée expérimentalement.

Les valeurs de  $T$  et de  $V_c$  sont difficiles à déterminer, c'est pourquoi Gjorv et al.<sup>(17)</sup> ont modifié le coefficient de Schäfer en assumant que la résistance à la traction de la pâte était proportionnelle à la résistance en compression du béton ( $\sigma_u$ ) et que le volume des pores capillaires était proportionnel au carré du rapport eau-ciment ( $E/C$ ). Le coefficient ainsi défini devient:

$$W' = \frac{A_{300}}{(p'/100)} \frac{\sigma_u}{(E/C)^2}, \quad (5.16)$$

où  $p'$  est la proportion de pâte dans le mélange.

Malgré les hypothèses, le coefficient de l'équation (5.16) donne une bonne corrélation avec la durabilité des bétons et il est simple de déterminer une valeur limite pour une condition d'exposition donnée (taux de refroidissement et degré de saturation).

### 5.3.3 Commentaires

En compte final, selon Powers, Schäfer et Gjørsv, les caractéristiques des vides qui sont les plus significatives pour la durabilité des bétons sont le facteur d'espacement des vides et la surface spécifique des vides. D'ailleurs, des études de corrélation entre la résistance aux cycles de gel-dégel et les diverses caractéristiques des vides des bétons, effectuées par Fears<sup>(24)</sup>, ont démontré que ces deux paramètres étaient les plus importants pour la protection du béton. D'après Fears, les exigences concernant le système des vides des bétons devraient avoir trait à l'un ou l'autre de ces deux paramètres, et non seulement à la quantité totale d'air dans les mélanges.

2<sup>ème</sup> PARTIE

DESCRIPTION DE LA RECHERCHE

## CHAPITRE 6

### FONDEMENTS ET OBJECTIFS

Notre recherche constitue la seconde étape d'un programme expérimental mené au département de génie civil de l'Université Laval sur l'étude du comportement des bétons soumis à des cycles lents de gel-dégel. Une première recherche, effectuée par François Lemaire, nous a aidés à établir les objectifs de notre étude.

#### 6.1 Aperçu des travaux de Lemaire<sup>(25)</sup>

Lemaire a étudié la variation des propriétés fondamentales, c'est-à-dire la résistance à la compression, le module d'élasticité, le rapport de Poisson et la contrainte axiale au point de Newman, de bétons usuels sans air entraîné soumis à des cycles lents de gel-dégel. Il a utilisé des rapports eau-ciment (masse) de 0,4, 0,5 et 0,6. Ces bétons furent comparés à des bétons à air entraîné usuels, ces derniers étant considérés invulnérables. Tous les spécimens subissaient le même traitement de mûrissement standard de 28 jours en chambre humide à une température de  $23^{\circ}\text{C} \pm 2^{\circ}\text{C}$ .

Suite à l'analyse de ses résultats telle qu'on la retrouve dans un article de Lemaire et Pigeon<sup>(26)</sup>, nous avons retenu les points suivants:

- les bétons usuels, mûris 28 jours, sont très peu affectés par les cycles lents de gel-dégel;
- parmi les propriétés fondamentales du béton, seule la résistance à la compression nous donne une indication de la détérioration lorsqu'elle est faible; et
- après examen des résultats obtenus à partir de mesures non-destructives, on réalise que la dilatation résiduelle est

sensible à de faibles détériorations, tandis que la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques (voir section 7.3.3) ne l'est pas.

Nous avons aussi retenu les détails suivants, mentionnés dans la thèse de Lemaire:

- le seul mélange à s'être détérioré de façon notable possédait un pourcentage d'air exceptionnellement bas;
- il se peut qu'une période de gel initial soutenu aide à supporter les cycles, ultérieurement; et
- de petites différences dans la granulométrie des particules fines semblent avoir conduit à des systèmes de vides passablement différents, bien que cela n'a pas été vérifié expérimentalement.

## 6.2 Objectifs de la recherche

Nous avons défini les objectifs de cette recherche en nous basant sur les résultats de Lemaire et en tenant compte des considérations théoriques énoncées dans la première partie de ce travail. Les objectifs principaux que nous avons fixés sont les suivants:

- étudier l'effet de la granulométrie, de la méthode de malaxage, de la méthode de compaction, etc... sur les caractéristiques des vides d'air;
- produire des mélanges dont les conditions de mûrissement sont le plus possible semblables à celles rencontrées en chantier;
- tenter d'établir, par une étude extensive, des relations entre les caractéristiques des vides et la durabilité des bétons telle qu'évaluée à partir des mêmes essais simples utilisés par Lemaire, c'est-à-dire les mesures de la résistance à la compression, de la dilatation axiale résiduelle, de la variation de la masse, et de la variation de la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques;
- sachant que le taux de refroidissement est d'une importance capitale et que la valeur du facteur d'espacement des vides généralement recommandée (moins de 250  $\mu\text{m}$ ) est basée sur un

taux très élevé, vérifier si nos résultats ne conduiraient pas à des limites moins sévères, et si ces limites seraient conformes à la théorie de Powers; et

- tenter d'établir un coefficient semblable à celui de Schäfer qui pourrait servir à prédire la durabilité sans avoir recours à des essais de gel-dégel qui sont longs dans le cas de cycles lents.

### 6.3 Aperçu du programme expérimental

On réalise facilement que certains des objectifs que nous venons d'énumérer n'auraient pu être atteints lors d'un programme de recherche strictement établi à l'avance. C'est pourquoi, bien que notre programme expérimental fût prédéterminé quant aux divers essais à effectuer, la production des mélanges se fit par la méthode de corrections successives ("trial on error"), afin de mieux remplir le premier objectif.

Nous pouvons résumer le programme expérimental comme suit: nous avons retenu deux rapports eau-ciment, 0,5 et 0,6; nous avons fixé la durée du mûrissement à sept jours en chambre humide, ce qui est plus près des conditions de chantier que le traitement standard de vingt-huit jours; et nous avons décidé de soumettre les spécimens à 300 cycles lents de gel-dégel.

Nous avons décidé d'effectuer des essais non-destructifs durant la période de cyclage afin de voir l'évolution de la détérioration, et de mesurer la résistance à la compression à la fin de la période de cyclage afin de pouvoir la comparer à la résistance avant l'exposition aux cycles.

Tous les bétons fabriqués dans le cadre de cette recherche ont fait l'objet d'une inspection microscopique afin d'en déterminer les caractéristiques des vides.

Notons en dernier lieu que certains mélanges ont subi un gel initial soutenu.

Les sections suivantes permettront de mieux comprendre le déroulement du programme expérimental.

## CHAPITRE 7

### MÉTHODE EXPÉRIMENTALE

Ce chapitre donne l'essentiel des détails permettant de comprendre comment s'est déroulé le programme expérimental. On y retrouve d'abord la description des matériaux qui ont constitué les mélanges, la façon dont furent choisis les mélanges, et la description des mélanges eux-mêmes. Par la suite, on donne des détails sur le traitement d'exposition qu'ont eu à subir les spécimens et sur les mesures qui ont été retenues pour évaluer leur détérioration. En dernier lieu, on fait la description de toutes les éprouvettes qui furent fabriquées et on mentionne l'utilisation qui a été faite de chacune.

#### 7.1 Production des mélanges

Etant donné qu'il est difficile de prédire la structure d'un système de vides d'après la composition d'un mélange, nous avons souvent dû procéder "à tâtons" afin de produire des mélanges aux caractéristiques différentes.

Nous avons choisi d'utiliser deux rapports eau-ciment différents qui sont caractéristiques de bétons courants d'assez bonne qualité, soit 0,5 et 0,6. Il ne nous est pas apparu nécessaire de retenir des rapports de 0,4 ou 0,7, d'abord parce qu'ils sont rarement employés, et aussi parce qu'ils sont reconnus comme étant des valeurs extrêmes conduisant dans un premier cas à d'excellents et dans l'autre à de très mauvais bétons. Les granulats, toujours de même provenance, avaient séché à l'air du laboratoire (approximativement 40% d'humidité relative) avant d'être utilisés.

Nous nous sommes servis des techniques suivantes afin d'obtenir des systèmes de vides aux caractéristiques différentes:

- faire varier la granulométrie des particules fines;
- employer des méthodes de malaxage différentes quant à l'ordre dans lequel étaient ajoutés les divers ingrédients;
- faire varier le temps de vibration; et
- utiliser ou non un adjuvant entraîneur d'air.

Evidemment, ce n'est qu'après mûrissement et analyse microscopique d'un spécimen que les caractéristiques des vides ont pu être connues.

Tous les mélanges furent fabriqués en laboratoire et leur granulométrie contrôlée. Le ciment était conservé dans un silo étanche muni d'un dessiccateur. La production des mélanges s'étendant sur plusieurs mois, il fallait éviter toute altération du ciment. Nous nous sommes assurés de l'uniformité de ce dernier en allant le recueillir nous-mêmes chez le producteur et en l'homogénéisant lors de sa mise en place dans le silo étanche.

#### 7.1.1 Constituants

L'eau de gâchage provenait directement du système d'aqueduc de la ville de Ste-Foy. Le ciment était un ciment Portland de type 10 (ACNOR-A5-M77)<sup>(27)</sup> dont la composition et les propriétés usuelles apparaissent aux tableaux 7.1 et 7.2, et la granulométrie au tableau 7.3.

Tous nos granulats ont été fournis par un producteur de béton prêt à l'emploi de la région de Québec. Ils furent prélevés à même les piles de réserve de la compagnie. L'emploi extensif de ces granulats depuis plusieurs années a montré qu'ils ne présentent habituellement pas de problèmes face au gel. Nous nous en sommes toutefois assuré en déterminant leur résistance à la désagrégation en utilisant une solution concentrée de sulfate de magnésium. Nous retrouvons une description de ces granulats au tableau 7.4. Les résultats de l'essai de désagrégation apparaissent au tableau 7.5.

Les granulats furent tamisés en laboratoire et entreposés dans des boîtes contenant chacune les particules de dimensions comprises entre

SILICE ( $\text{SiO}_2$ )	22,12%
ALUMINE ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ )	4,66%
OXYDE DE FER ( $\text{Fe}_2\text{O}_3$ )	1,98%
CHAUX ( $\text{CaO}$ )	63,57%
MAGNÉSIE ( $\text{MgO}$ )	3,08%
ANHYDRIDE SULFURIQUE ( $\text{SO}_3$ )	2,15%
ALCALIS: - ( $\text{Na}_2\text{O}$ )	0,39%
- ( $\text{K}_2\text{O}$ )	0,72%
INSOLUBLES	0,54%
CHAUX LIBRE	0,80%
PERTE AU FEU	1,33%
COMPOSITION MINÉRALOGIQUE:	
- SILICATE TRICALCIQUE ( $\text{C}_3\text{S}$ )	50,0 %
- SILICATE BICALCIQUE ( $\text{C}_2\text{S}$ )	25,0 %
- ALUMINATE TRICALCIQUE ( $\text{C}_3\text{A}$ )	9,0 %
- FERRO-ALUMINATE TÉTRICALCIQUE ( $\text{C}_4\text{AF}$ )	6,0 %
- AUTRES	10,0 %

TABEAU 7.1 - Analyse chimique du ciment (fournie par les laboratoires de la compagnie des ciments du St-Laurent).

FINESSE: BLAINE (A.S.T.M.-C204-78) <sup>(28)</sup>	3314 cm <sup>2</sup> /g
RÉSIDU (TAMIS DE 80 µm)	5,2 %
STABILITÉ: EXPANSION À L'AUTOCLAVE	0,20%
TEMPS DE PRISE: INITIALE	176 minutes
FINALE	284 minutes
RÉSISTANCE À LA COMPRESSION: À 24 HEURES	7,79 MPa
À 3 JOURS	15,72 MPa
À 7 JOURS	24,16 MPa
À 28 JOURS	33,38 MPa

TABLEAU 7.2 - Propriétés physiques du ciment (fournies par les laboratoires de la compagnie des ciments du St-Laurent).

INTERVALLE	DIAMÈTRE MOYEN	NOMBRE DE PARTICULES		
( $\mu\text{m}$ )	( $\mu\text{m}$ )	ESSAI No 1	ESSAI No 2	ESSAI No 3
2,52- 3,17	2,85	-	86 447	-
3,17- 4,00	3,59	76 341	91 321	48 070
4,00- 5,04	4,52	81 684	43 749	27 127
5,04- 6,35	5,70	57 444	32 851	14 842
6,35- 8,00	7,18	28 810	10 590	9 999
8,00- 10,08	9,04	16 965	7 319	5 799
10,08- 12,7	11,39	9 942	5 425	3 475
12,7 - 16,0	14,35	6 085	8 170	2 092
16,0 - 20,2	18,10	3 213	3 356	1 231
20,2 - 25,4	22,80	1 812	2 076	624
25,4 - 32,0	28,70	887	377	265
32,0 - 40,3	36,15	419	39	135
40,3 - 50,8	45,55	160	16	41
50,8 - 64,0	57,40	42	3	10
64,0 - 80,6	72,30	4	1	3
80,6 -101,6	91,10	2	1	2

TABEAU 7.3 - Analyse granulométrique effectuée au compteur de particules "Coulter Counter" (laboratoire de génie chimique, Université Laval).

	GRANULATS FINS	GROS GRANULATS
TYPE	SABLE NATUREL ÂGE: QUATERNAIRE PROVENANT DE DÉPÔTS GRANITIQUES	CALCAIRE LÉGÈREMENT SCHISTEUX ÂGE: ORDOVICIEN MOYEN GROUPE: TRENTON FORMATION: TÊTREAUVILLE
FORME DES PARTICULES	GRAINS RONDS	GRAINS À CASSURE CONCHOÏDALE
COMPOSITION MINÉRALOGIQUE	QUARTZ: ≈ 75% AMPHIBOLES ET PYROXÈNES: ≈ 25%	CaCO <sub>3</sub> : ≈ 90% SiO <sub>2</sub> , FeS <sub>2</sub> ET HYDROCARBURES: ≈ 10%

TABLEAU 7.4 - Description des granulats.

	PERTE	LIMITES CAN3-A23.1-M77 <sup>(29)</sup>
GRANULATS FINS (granulométrie G-30-315)*	8,4%	16%
GROS GRANULATS**	8,8%	12%

\* Voir Tableau 7.7

\*\* Voir Tableau 7.6

TABLEAU 7.5 - Résultats de l'essai de désagrégation au sulfate de magnésium (ACNOR-A23.2-M77)<sup>(29)</sup>.

deux tamis standards consécutifs. La dimension maximale du gros granulat a été limitée à 20 mm pour éviter la formation de nids d'abeilles dans nos moules de dimensions restreintes. Rappelons que les granulats étaient secs lorsqu'ajoutés aux mélanges.

### 7.1.2 Granulométries

On a fait varier la granulométrie des particules fines tandis que celle des gros granulats est demeurée constante. Le rapport granulats fins-gros granulats était toujours de 2/3.

Les considérations sur lesquelles nous nous sommes basés pour établir les diverses granulométries des particules fines sont les suivantes:

- Réutiliser deux granulométries ayant été mises au point lors de recherches antérieures au département de génie civil de l'Université Laval. Une différence au niveau du pourcentage de particules retenues sur le tamis de 315  $\mu\text{m}$  nous semblait être la cause des faibles teneurs en air obtenues pour l'une de ces granulométries. Nous dénoterons ces granulométries G-75 et G-76, la première devant présument entraîner moins d'air.
- Mettre au point deux granulométries présentant des valeurs extrêmes quant au pourcentage de particules retenues sur le tamis de 315  $\mu\text{m}$  mais demeurant toutefois à l'intérieur des limites préconisées par l'ACNOR (ACNOR-A23.1-M77)<sup>(29)</sup>. Ces granulométries seront dénotées G-15-315 et G-30-315.

Les diverses granulométries sont présentées aux tableaux 7.6 et 7.7.

### 7.1.3 Propriétés des mélanges, à l'état plastique

Le tableau 7.8 présente la composition ainsi que les propriétés à l'état plastique des dix mélanges fabriqués au cours de cette recherche. Pour chacun, la composition exacte, l'ordre dans lequel les ingrédients furent ajoutés, la durée du malaxage et celle de la vibration (lorsqu'il y a lieu), sont indiqués.

TAMIS		POURCENTAGE DE LA MASSE TOTALE RETENU SUR LE TAMIS
(S.I.)*	(Imp.)*	
20 mm	3/4"	0
14 mm	1/2"	45
10 mm	3/8"	20
5 mm	No 4	30
2,5 mm	No 8	5

\* Pour cette recherche, les tamis standards du système impérial furent utilisés. Les dimensions correspondantes des tamis dans le système international (S.I.) sont approximatives.

TABEAU 7.6 - Granulométrie des gros granulats.

TAMIS		APPELLATION			
(S.I.)*	(Imp.)*	G-75	G-76	G-15-315	G-30-315
5 mm	No 4	2,0	0,0	2,0	2,0
2,5 mm	No 8	10,0	7,5	8,0	8,0
1,25 mm	No 16	24,0	20,0	30,0	20,0
630 $\mu$ m	No 30	26,0	25,0	27,0	22,0
315 $\mu$ m	No 50	20,0	30,0	15,0	30,0
160 $\mu$ m	No 100	14,0	15,0	14,0	14,0
80 $\mu$ m	No 200	4,0	0,0	4,0	4,0

\* Pour cette recherche, les tamis standards du système impérial furent utilisés. Les dimensions correspondantes des tamis dans le système international (S.I.) sont approximatives.

TABLEAU 7.7 - Granulométries des granulats fins, exprimées en pourcentage de la masse totale retenu sur un tamis.

APPELLATION DU MÉLANGE		S5-225	S5-651	S5-666	S5-725	S5-727	S5-909	S6-383	S6-470	S6-742	S6-844	
GRANULOMÉTRIE (GRAN. FINS)		G-75	G-30-315	G-30-315	G-30-315	G-15-315	G-15-315	G-75	G-76	G-30-315	G-15-315	
RAPPORT EAU-CIMENT (MASSE)		0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,6	0,6	0,6	0,6	
COMPOSITION	POURCENTAGE DE LA MASSE TOTALE	EAU (E)	7,2	7,7	7,7	7,7	7,7	7,9	7,3	7,4	7,4	
		CIMENT (C)	14,4	15,4	15,4	15,4	15,4	15,9	12,1	12,4	12,3	12,3
		GRANULATS (G)	78,4	76,9	76,9	76,9	76,9	76,2	80,6	80,2	80,3	80,3
	ADJ. ENTRAÎNEUR D'AIR (ml/kg de ciment)		0,8	-	-	-	-	-	-	-	-	-
AJOUT DES INGRÉDIENTS C = CIMENT E = EAU G = GRANULATS		(C+G)+E	(C+E)+G	(C+E)+G	(C+G)+E	(C+E)+G	(C+G)+E	(C+G)+E	(C+G)+E	(C+G)+E	(C+E)+G	
DURÉE DU MALAXAGE (SECONDES)		210	210	120	120	180	120	120	180	210	150	
DURÉE DE LA VIBRATION (SECONDES)		-	-	30	40	40	90	-	-	-	40	
TENEUR EN AIR (%)	PILONNÉ	5,5	1,9	1,8	2,1	2,4	-	3,2	4,5	2,2	1,7	
	VIBRÉ	-	-	1,1	0,7	1,1	0,8	-	-	-	0,85	
AFFAISSEMENT (mm)		75	65	75	135	70	175	75	125	70	70	
MASSE VOLUMIQUE (kg/m <sup>3</sup> )		2375	2475	2480	2500	2480	2470	2430	2350	2430	2470	

TABLEAU 7.8 - Propriétés des mélanges à l'état plastique.

Bien que nous n'ayons attaché que peu d'importance à cette mesure, les valeurs de l'affaissement au cône apparaissent sur le tableau. Pour tous les mélanges, l'affaissement s'est situé à l'intérieur des limites de 50 et de 200 mm que nous nous étions fixées. Nous avons utilisé un appareil pressiométrique pour la mesure de la teneur en air. Lorsque les spécimens étaient compactés par vibration, la mesure de la teneur en air était effectuée de nouveau sur un échantillon vibré de la même façon.

Il faut noter que l'appellation d'un mélange indique le rapport eau-ciment et le facteur d'espacement des vides ( $\bar{L}$ ) qui, bien entendu, fut déterminé "a posteriori", après qu'eût été faite l'analyse microscopique des caractéristiques des vides (voir section 7.4.2).

## 7.2 Cycle de gel-dégel choisi

En se basant sur des enregistrements de la température de trois années dans la région de Québec, en considérant le taux de refroidissement maximal et la température minimum rencontrée lorsqu'il y avait gel-dégel, Lemaire<sup>(25)</sup> a mis au point un cycle lent d'une durée de douze heures dont huit pour le refroidissement de 4,4°C (40°F) à -12,2°C (10°F). Nous avons choisi d'utiliser le même cycle, mais pour des raisons reliées à l'appareillage, la température maximum a plutôt été de 5,6°C (42°F). Jamais la température à l'intérieur des spécimens-témoins ne s'est écartée de plus de 2°C des températures extrêmes fixées. La figure 7.1 montre la courbe typique d'un cycle de gel-dégel basée sur l'enregistrement de la température d'un spécimen-témoin.

Les échantillons subissaient au total 300 cycles. Nous avons retenu ce nombre pour diverses raisons. Tout d'abord, lors de la compilation des résultats des premiers essais, nous avons constaté qu'avant cent cycles, il y avait peu de distinction entre les divers mélanges. Ensuite, Lemaire avait utilisé ce nombre, et finalement, comme le recommande la norme C-666 de l'A.S.T.M.<sup>(19)</sup>, la plupart des laboratoires utilisent 300 cycles de gel-dégel pour évaluer la durabilité.

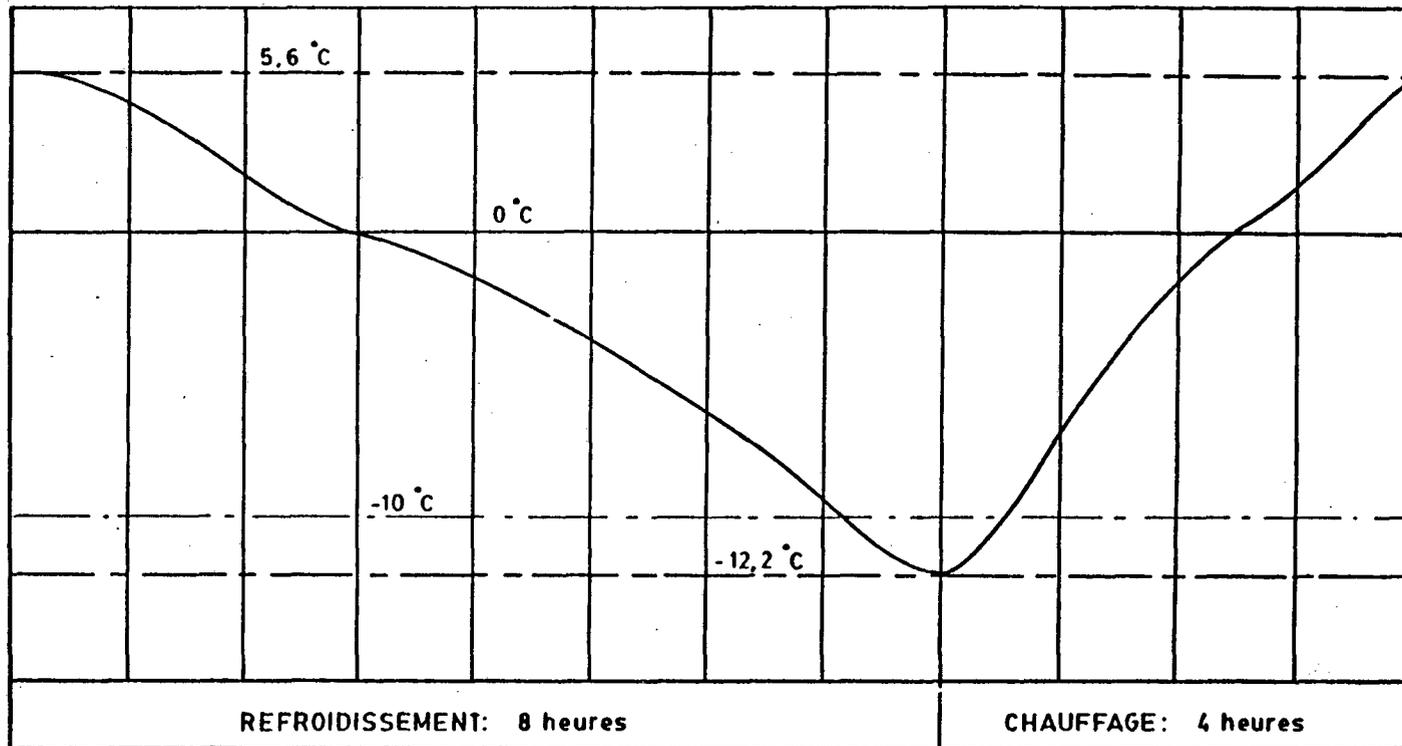


FIGURE 7.1 - Courbe typique d'un cycle de gel-dégel (basée sur l'enregistrement d'un spécimen-témoin).

### 7.3 Mesures non-destructives

Afin de pouvoir utiliser un nombre restreint de spécimens, nous avons décidé que durant la période de cyclage seules des mesures non-destructives seraient effectuées.

#### 7.3.1 Variation de la masse

Les changements de la masse d'un échantillon peuvent être un indice du dessèchement, de l'absorption ou d'une désagrégation. Cette mesure est en soi peu significative, mais reliée aux autres, elle permet une meilleure appréciation de la détérioration.

#### 7.3.2 Allongement relatif axial résiduel (dilatation résiduelle)

Comme nous l'avons mentionné précédemment, cette mesure semble être la plus sensible aux modifications de la structure interne du béton. Son interprétation mérite cependant une attention particulière puisque le coefficient de dilatation thermique du béton est assez élevé pour modifier sensiblement la longueur des spécimens même pour la gamme de températures du laboratoire. Nous avons donc appliqué une correction à nos mesures d'allongement relatif axial.

Nos spécimens ne subissant qu'une période de mûrissement de sept jours, une part de la dilatation lors des 150 jours de cyclage sera due au gonflement usuel attribuable à une période d'entreposage à l'humidité (Troxell et al.<sup>(30)</sup>).

#### 7.3.3 Vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques

Le temps que prend une onde pour traverser un matériau dépend de sa nature, de sa densité et de son uniformité. Une variation de ce temps chez un même spécimen de béton est un indice d'une variation dans sa structure interne. Une augmentation de la vitesse révèle une densification due à un mûrissement supplémentaire tandis qu'un ralentissement est attribuable à l'apparition de microfissures augmentant la longueur du parcours des ondes.

## 7.4 Mesures destructives

Les deux seules mesures destructives que nous avons employées lors de cette étude sont l'essai de résistance à la compression et l'analyse microscopique du système des vides d'air.

### 7.4.1 Résistance à la compression

La résistance à la compression a été évaluée à la fin de la période de cyclage. Comme base de comparaison, des éprouvettes supplémentaires ont été rupturées après n'avoir subi que le traitement de mûrissement initial. Les résultats des mesures de dilatation résiduelle et de vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques donnent une idée de l'évolution de la résistance entre le début et la fin des cycles.

### 7.4.2 Analyse microscopique du système de vides

L'analyse microscopique permet d'obtenir des informations statistiques sur le système de vides du béton durci. Les paramètres que l'on déduit de cette analyse sont, principalement, le facteur d'espacement des vides ( $\bar{L}$ ), la surface spécifique ( $\alpha$ ), le pourcentage d'air ( $A_c$ ) et le rapport air-pâte ( $A/p$ ) qui est évidemment plus significatif que le précédent pour une étude des propriétés de la pâte.

## 7.5 Spécimens

### 7.5.1 Forme et dimensions

Nous avons utilisé un type de spécimens pouvant convenir pour tous nos essais. Des prismes de 254 mm x 102 mm x 102 mm (10 po. x 4 po. x 4 po.) se prêtent à la fois à la mesure des dilatations, de la vitesse de transmission des pulsations ultrasoniques, à l'essai de résistance à la compression (selon Lachance et Newman<sup>(31)</sup>, le rapport hauteur-largeur est optimum) et à la préparation de tranches pour l'analyse au microscope.

### 7.5.2 Liste et fonction des éprouvettes fabriquées

Nous retrouvons au tableau 7.9 la quantité, la description et l'utilisation des éprouvettes fabriquées pour chaque mélange.

DESCRIPTION ET UTILISATION DE L'ÉCHANTILLON	S5-225	S5-651	S5-666	S5-725	S5-727	S5-909	S6-383	S6-470	S6-742	S6-844
Prisme avec rondelles-repères pour les mesures non-destructives lors des cycles et rupture en compression après les cycles.	3	3	3	3	3	3	6	6	3	3
Prisme ordinaire pour rupture en compression après la période de mûrissement.	3	3	3	3	3	3	0	0	3	3
Prisme ordinaire pour la préparation de tranches en vue de l'inspection microscopique.	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
Prisme avec thermocouple pour mesure de la température lors des cycles. Sert aussi à certaines mesures non-destructives.	0	0	0	0	0	0	2	2	0	0
Cylindre de 200 mm par 100 mm de diamètre pour rupture en compression après la période de mûrissement.	3	3	0	0	0	3	3	3	3	0

TABIEAU 7.9 - Nombre, description et utilisation des échantillons préparés pour chaque mélange.

Trois prismes supplémentaires des mélanges S6-383 et S6-470 ont subi des cycles car nous voulions savoir si un gel initial différent avait un effet important sur les propriétés mesurées par la suite. Pour ces mélanges, il a fallu avoir recours à des cylindres pour déterminer la résistance en compression après le mûrissement parce que nous ne disposions pas d'un nombre suffisant de moules prismatiques. Des cylindres furent confectionnés pour d'autres séries afin de vérifier si la forme des éprouvettes avait une influence sur la valeur de la résistance.

### 7.5.3 Conditionnement des éprouvettes

Toutes nos éprouvettes ont subi le même traitement de mûrissement, soit une protection par des feuilles de plastique les premières 24 heures (période de prise et de durcissement initial) et un entreposage en chambre humide (100% d'humidité relative à  $23^{\circ}\text{C} \pm 2^{\circ}\text{C}$ ) pour les six jours consécutifs.

Les éprouvettes devant être rupturées étaient mises à sécher à l'air du laboratoire pour une période de 21 jours avant de subir l'essai. On considère généralement que la résistance de tels spécimens s'approche de celle de spécimens rupturés immédiatement à la fin d'une période de mûrissement de 28 jours<sup>(14)</sup>.

Les mesures non-destructives étaient effectuées à la sortie de la chambre humide, avant la première exposition aux cycles, à des âges variables durant la période d'exposition, et à la toute fin de cette dernière.

La rupture des prismes ayant cyclé avait lieu, aussi, après une période de séchage de 21 jours.

Les prismes des séries S6-383 et S6-470 ne cyclaient pas immédiatement après le traitement de mûrissement. Tandis que 3 prismes de chaque mélange subissaient un gel initial de 3 jours à  $-18^{\circ}\text{C}$  ( $0^{\circ}\text{F}$ ), les trois autres étaient entreposés à  $2^{\circ}\text{C}$ . Ensuite, les premiers étaient à leur tour entreposés à  $2^{\circ}\text{C}$  tandis que les derniers subissaient un gel initial à  $-29^{\circ}\text{C}$  ( $-20^{\circ}\text{F}$ ). Les prismes ayant subi le gel initial le plus sévère n'ont été exposés qu'à 134 cycles ce qui a tout de même permis d'établir des comparaisons.

Une attention particulière a été apportée afin que tous les échantillons demeurent saturés jusqu'à la fin de leur période d'exposition.

## CHAPITRE 8

### DESCRIPTION DES OPÉRATIONS ET DES APPAREILS

Dans le présent chapitre, nous donnons le détail des diverses manipulations nécessitées par notre recherche, nous décrivons le montage et les appareils servant à produire les cycles de gel-dégel, et nous indiquons comment s'effectuent les mesures de la détérioration et des caractéristiques des vides en y incorporant la description ou les caractéristiques des appareils que nous utilisons.

#### 8.1 Gâchage et mûrissement

Nous allons énumérer ici les étapes d'une journée de gâchage et du traitement de mûrissement tout en décrivant sommairement les appareils utilisés.

##### 8.1.1 Pesée des ingrédients

L'eau, le ciment et les granulats sont pesés séparément à l'aide d'une balance d'une précision de  $\pm 0,05$  kg.

Lorsqu'il y a emploi d'un adjuvant entraîneur d'air, ce dernier est ajouté à l'eau de gâchage avant le malaxage.

##### 8.1.2 Préparation des moules

Les moules prismatiques sont en acier. On doit fixer les rondelles-repères sur les parois des moules à l'aide d'un papier adhésif sur ses deux faces. Lorsqu'on emploie des thermocouples, on les installe d'avance au centre des prismes avec un support spécial.

Les moules d'acier doivent être enduits d'huile tandis que les moules cylindriques sont en carton ciré et ne nécessitent aucune préparation.

#### 8.1.3 Malaxage

On utilise un malaxeur à cuve horizontale d'une capacité d'environ 0,1 m<sup>3</sup>. Les pièces qui seront en contact avec le mélange sont préalablement enduites de pâte de ciment. L'ajout des ingrédients se fait en deux étapes (voir tableau 7.8).

#### 8.1.4 Affaissement

La mesure de l'affaissement se fait au moyen du cône d'affaissement selon la méthode prescrite par la norme ACNOR-A23.2-5C<sup>(29)</sup>.

#### 8.1.5 Teneur en air

Si le mélange est pilonné, on utilise un appareil pressiométrique et on suit la méthode prescrite par la norme ACNOR-A23.2-4C<sup>(29)</sup> pour déterminer la teneur en air. Si le mélange doit être vibré, on utilise le même appareil, mais la compaction se fait en trois couches vibrées à l'aide d'une table vibrante.

#### 8.1.6 Masse volumique

La masse volumique est déterminée en compactant le mélange en trois couches avec un bourroir dans un récipient de volume et de masse connus et en pesant le récipient avec le mélange, conformément à la norme ACNOR-A23.2-6C<sup>(29)</sup>.

#### 8.1.7 Mise en place

Dans les moules prismatiques, le béton est mis en place en deux couches d'égale épaisseur, tandis que dans les moules cylindriques, on doit procéder en trois couches. Si le mélange doit être pilonné, on utilise un bourroir métallique, tandis que s'il doit être vibré, on se sert d'une table vibrante d'une fréquence de 60 cycles et d'une amplitude variable.

#### 8.1.8 Mûrissement

Les échantillons sont conservés 1- heures dans les moules ce qui nous assure qu'il y a eu prise et que le durcissement a commencé. Ils sont

alors protégés de l'évaporation par des feuilles de plastique. Après les avoir démoulés, nous identifions chacun des échantillons et marquons les faces où sont situées les rondelles-repères. Ils sont par la suite entreposés dans la chambre humide à l'intérieur de laquelle ils sont maintenus à une température de  $23^{\circ}\text{C} \pm 2^{\circ}\text{C}$  et à une humidité relative de 100% durant six jours.

## 8.2 Cycles de gel-dégel

### 8.2.1 Principe

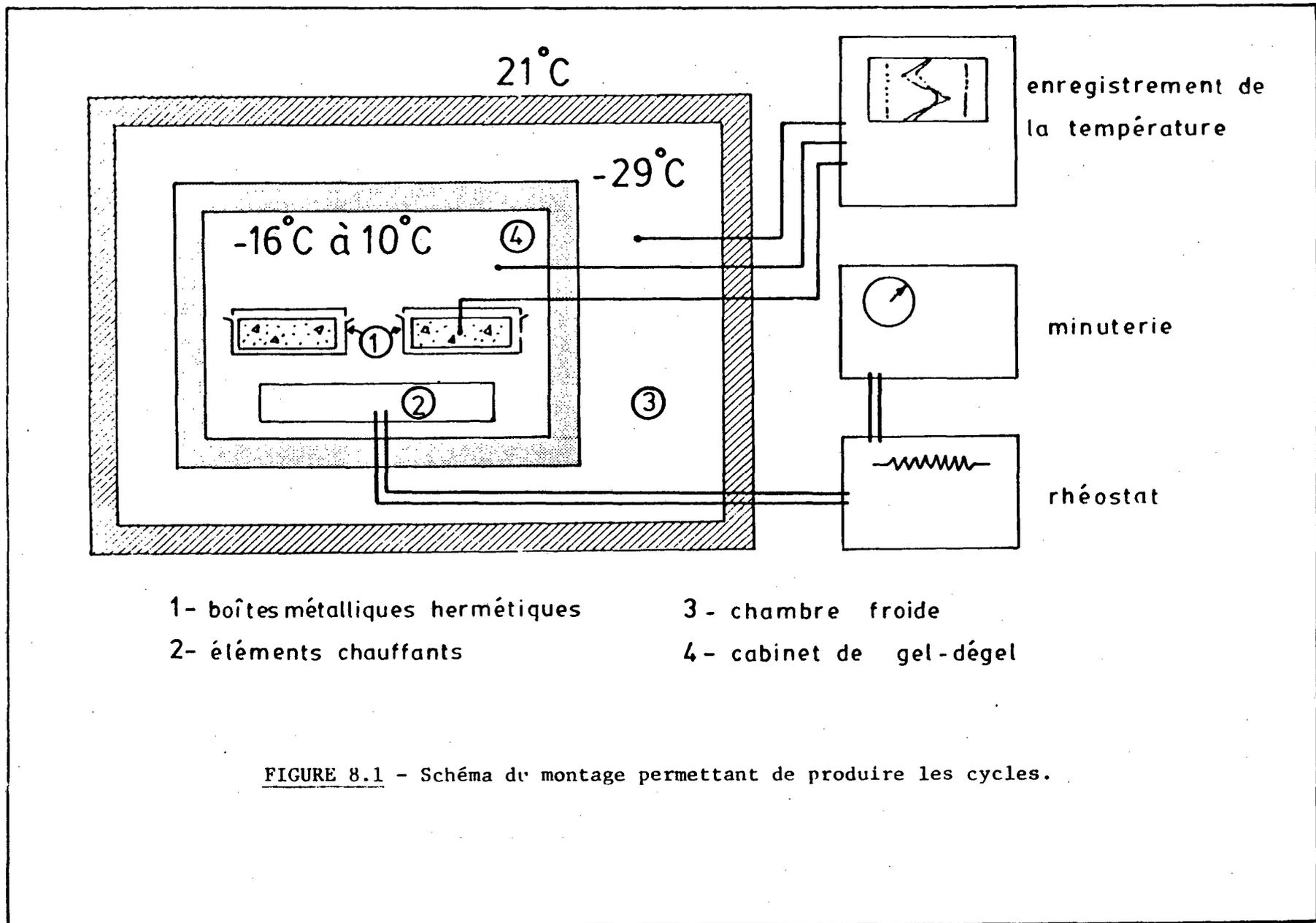
Pour produire les cycles, nous avons installé, à l'intérieur d'une chambre froide maintenue à température constante, un appareil capable de fournir la chaleur désirée à des intervalles réguliers. Il s'agit du cabinet de gel-dégel. La figure 8.1 montre de façon simplifiée la technique employée pour produire les cycles.

Les prismes, qui sont constamment maintenus à l'humidité, sont mouillés en surface par immersion dans l'eau et insérés dans des boîtes métalliques fermées hermétiquement grâce à un produit scellant peu sensible aux variations de température. Ces boîtes sont par la suite placées dans le cabinet de gel-dégel. On commence à cycler par un refroidissement. Le premier cycle n'est pas semblable aux cycles habituels, mais la température minimum atteinte est tout de même suffisante pour assurer qu'il y a eu gel à l'intérieur des spécimens.

### 8.2.2 Le cabinet de gel-dégel

Le cabinet de gel-dégel (figure 8.2) est constitué d'une boîte en bois dont l'intérieur a une hauteur et une largeur de 1,05 m et une profondeur de 0,63 m. L'arrière et les quatre côtés, d'une épaisseur de 7 cm, sont isolés à l'aide de polyuréthane. La capacité est de 32 boîtes, placées sur un support métallique et espacées d'au moins 2 cm les unes des autres (figure 8.3).

La porte du cabinet (figure 8.5) a deux fonctions. Elle permet un bon mélange de l'air à l'intérieur du cabinet, et aspire constamment de l'air de la chambre froide. Le débit d'air à l'intérieur du cabinet est contrôlé par les volets d'entrée de la porte et par les robinets de sortie



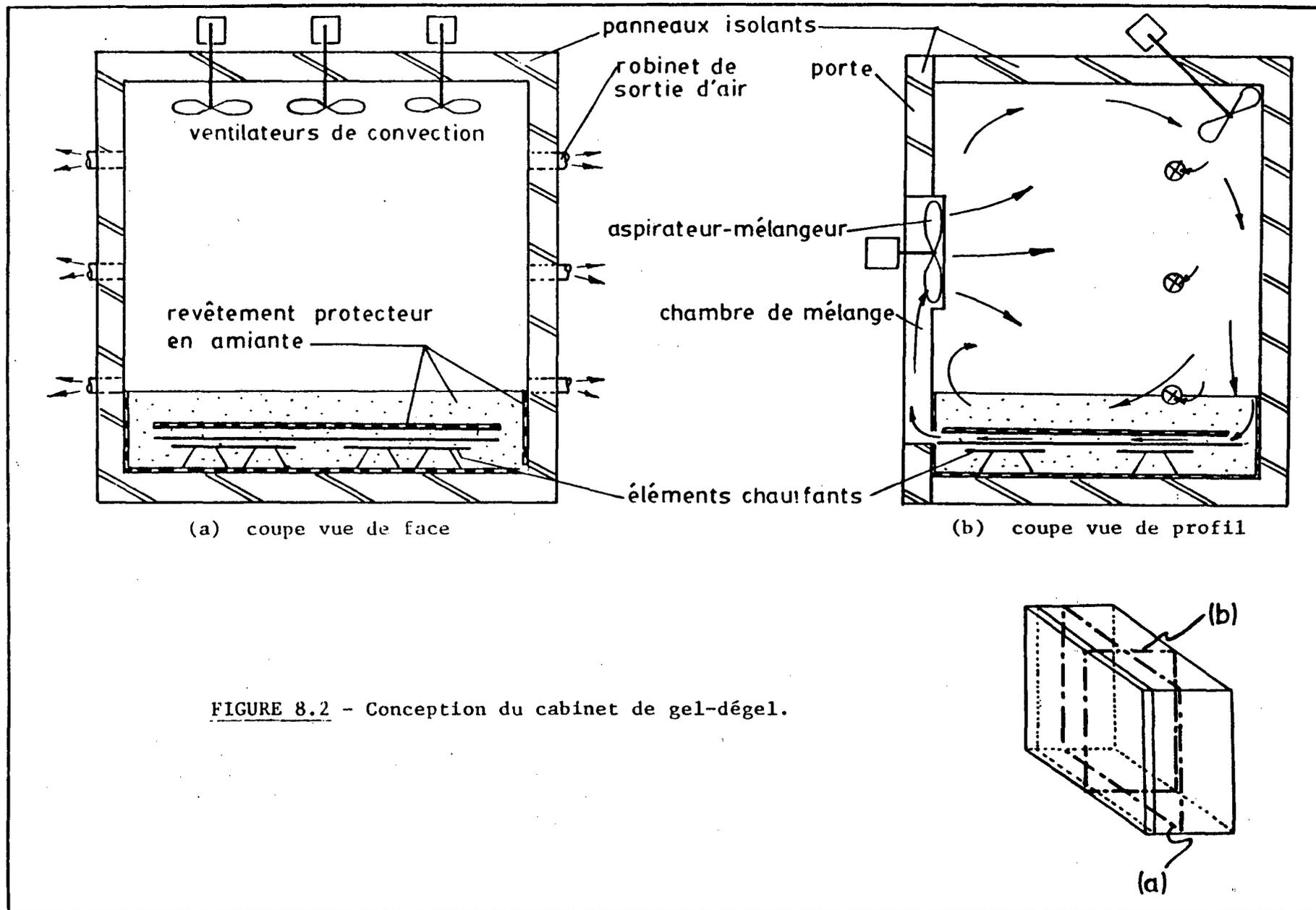


FIGURE 8.2 - Conception du cabinet de gel-dégel.

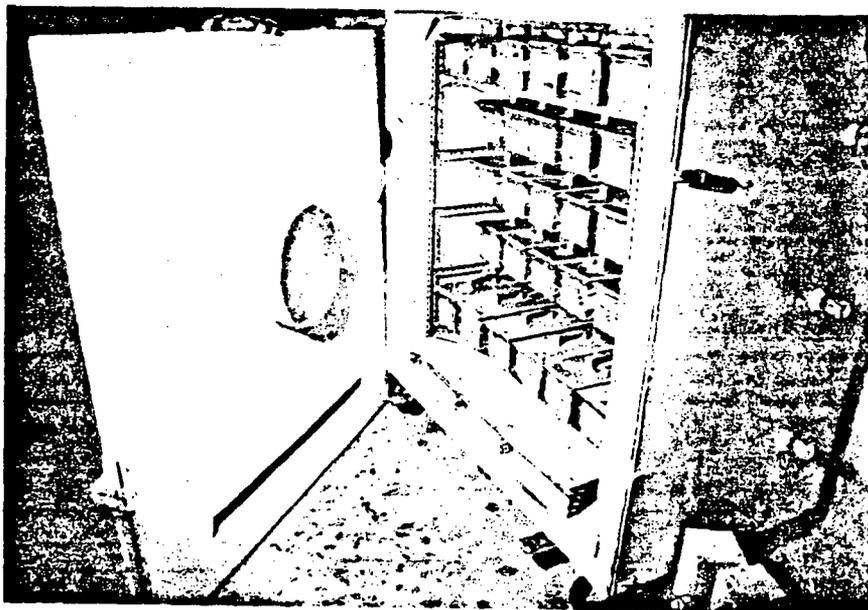


FIGURE 8.3 - Vue du cabinet de gel-dégel montrant les boîtes métalliques disposées à l'intérieur.

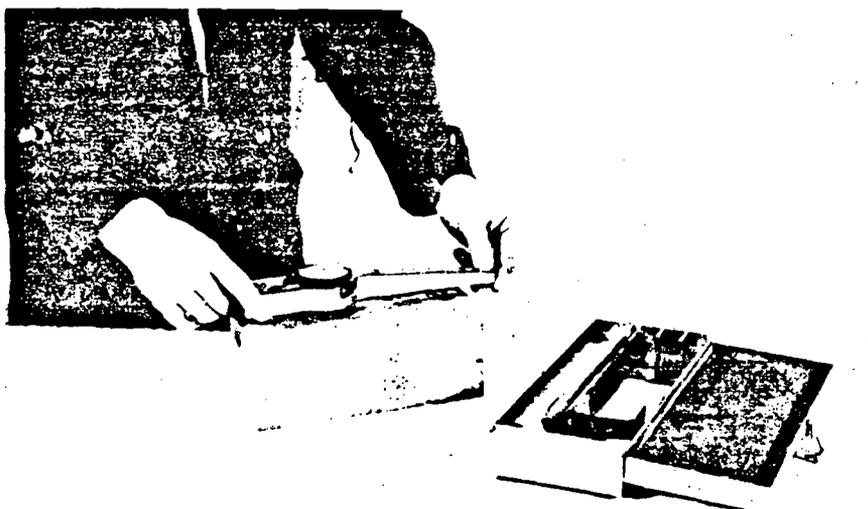


FIGURE 8.4 - Utilisation de l'extensomètre. On aperçoit le comparateur en invar dans le coffret, à gauche.

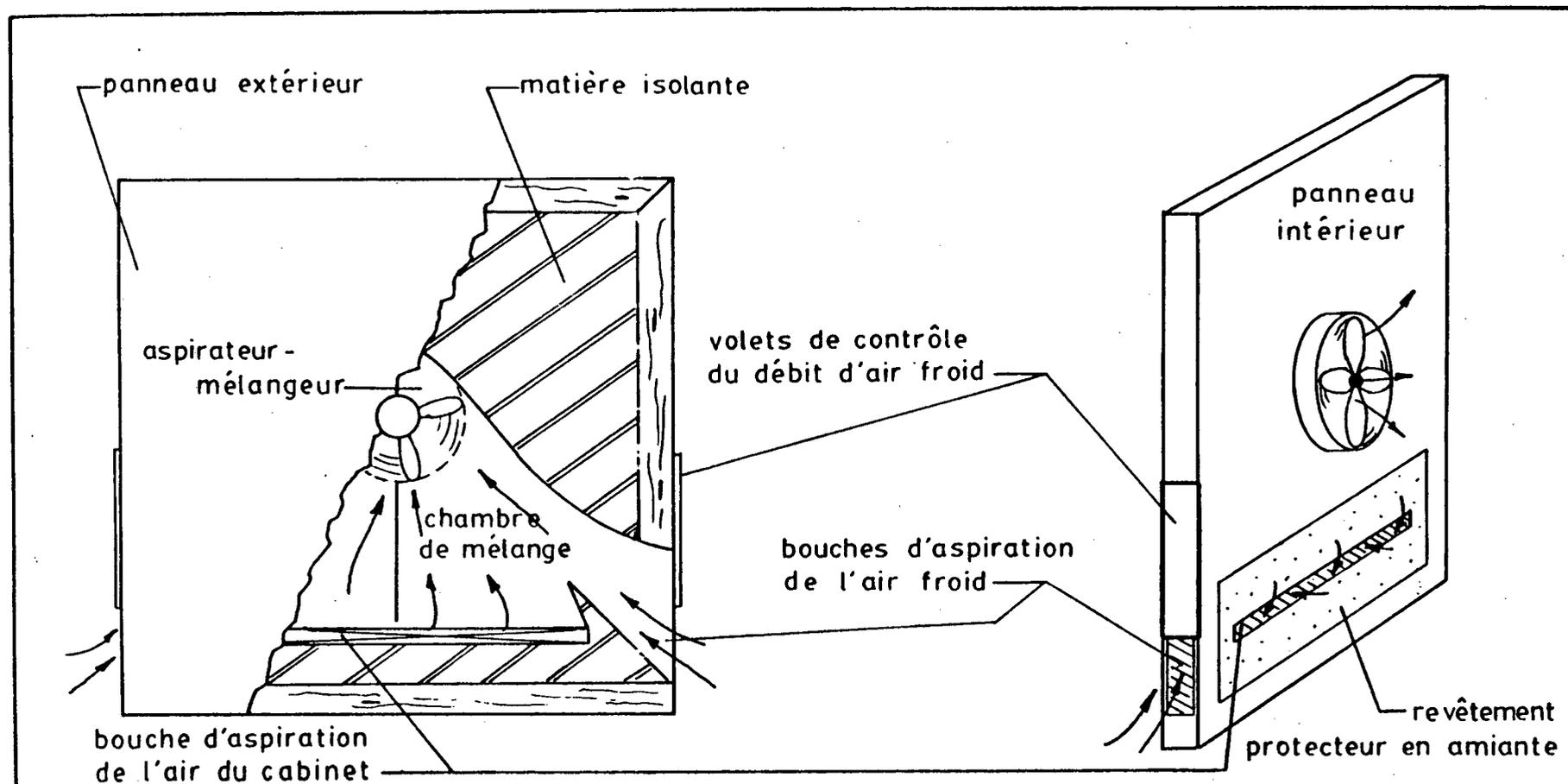


FIGURE 8.5 - La porte du cabinet de gel-dégel.

du cabinet. Trois petits ventilateurs fournissent assez de convection pour assurer une température uniforme à l'intérieur du cabinet.

### 8.2.3 Chauffage

Le chauffage est fourni par quatre éléments d'une puissance maximum de 2400 watts reliés à un rhéostat et à une minuterie. On peut ainsi contrôler à la fois le temps et la puissance de chauffage.

### 8.2.4 Température

La température à l'intérieur de la chambre froide, du cabinet de gel-dégel et des prismes-témoins est mesurée à l'aide de thermocouples dont la température est enregistrée sous forme graphique à l'aide d'un appareil possédant 24 canaux et permettant d'obtenir une précision de  $\pm 0,2^{\circ}\text{C}$ .

## 8.3 Mesures non-destructives

### 8.3.1 Préparation des spécimens

Les boîtes contenant les prismes sont sorties du cabinet environ 16 heures avant le début des mesures, alors que les échantillons sont à la température la plus élevée du cycle. On les empile dans le laboratoire devant un puissant ventilateur qui offre assez de convection pour amener les spécimens en tous points à la température du laboratoire. La température est mesurée avec précision grâce à un thermomètre plongé dans un récipient d'eau placé parmi les boîtes.

On effectue l'ensemble des mesures sur un spécimen à la fois pour réduire au maximum les pertes d'humidité. Les spécimens sont d'ailleurs submergés durant au moins cinq minutes avant d'être replacés dans leurs boîtes.

### 8.3.2 Mesure de la masse

Cette mesure est effectuée à l'aide d'une balance à fléau d'une capacité de 10 kg et d'une précision de  $\pm 0,5$  gr. La balance doit être calibrée à zéro au début de chaque série de mesures.

### 8.3.3 Mesure de la dilatation axiale résiduelle

La dilatation axiale, ou allongement relatif axial, est donnée par le rapport entre l'allongement absolu d'un spécimen et sa longueur initiale.

Pour nos essais, nous mesurons sur deux faces opposées des prismes la distance entre deux rondelles-repères (voir figures 8.6 et 8.7). Ces rondelles, espacées d'environ 200 mm (8 po.) sont collées aux parois des moules avant la mise en place du béton. Chaque rondelle-repère possède en son centre un petit trou cylindrique pouvant recevoir les pointes d'un extensomètre. L'extensomètre utilisé a une précision de  $\pm 1,25 \times 10^{-3}$  mm ( $\pm 0,00005$  po.). Avant chaque lecture, il est calibré à l'aide d'un comparateur en invar (voir figure 8.4). On effectue toujours deux lectures sur une même face.

La dilatation d'un spécimen est donnée par la moyenne des dilata-tions des deux faces opposées.

### 8.3.4 Mesure de la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques

On utilise pour cette mesure un appareil commercial appelé P.U.N.D.I.T. (portable ultrasonic non-destructive digital indicator tester). Cet appareil évalue le temps requis par une onde pour passer de l'émetteur au récepteur. La précision de l'appareil est de  $\pm 0,1$   $\mu$ sec, mais les résultats de lectures consécutives diffèrent quelquefois de 0,5  $\mu$ sec parce qu'il est difficile d'aligner parfaitement l'émetteur et le récepteur et d'assurer un bon contact entre ces derniers et le béton. On se sert d'une boîte-guide pour faciliter l'alignement (voir figure 8.8) et de gelée de pétrole pour assurer le contact.

On calcule la vitesse en divisant la distance entre les deux extrémités d'un prisme par le temps mesuré. On effectue toujours quatre lectures du temps sur un même échantillon. Avant chaque lecture, l'appareil est calibré au moyen d'un cylindre étalon.

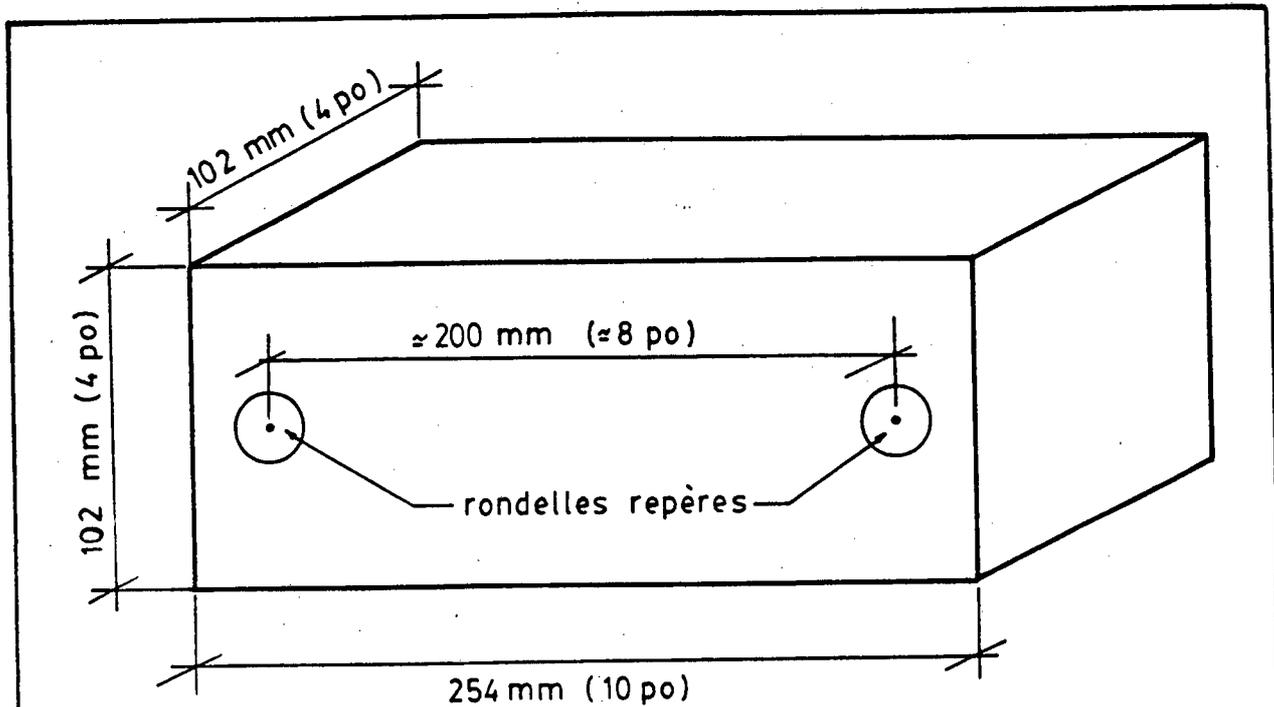


FIGURE 8.6 - Un prisme et les rondelles-repères servant aux mesures de dilatation.

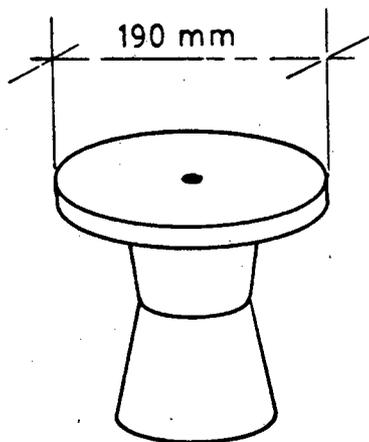


FIGURE 8.7 - Détail d'une rondelle-repère.

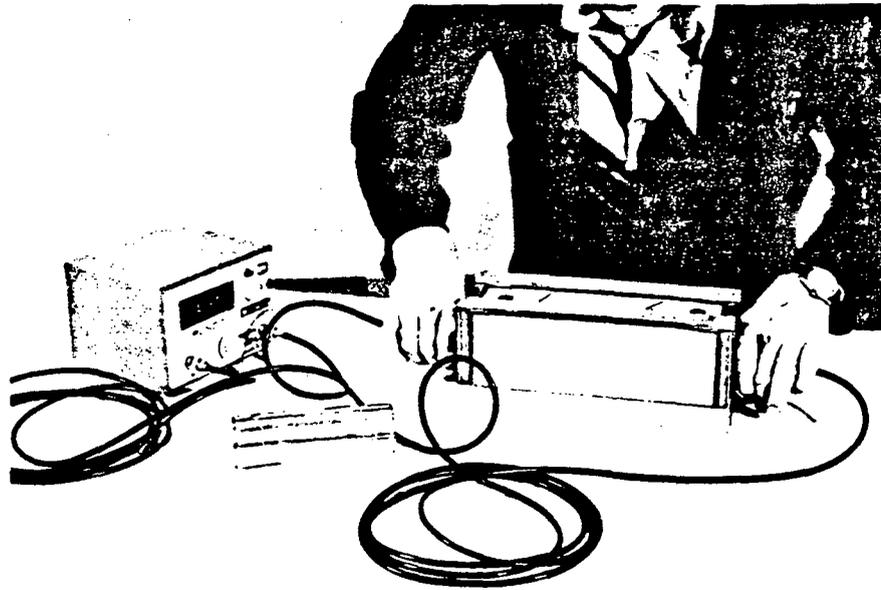


FIGURE 8.8 - L'appareil servant à mesurer la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques.

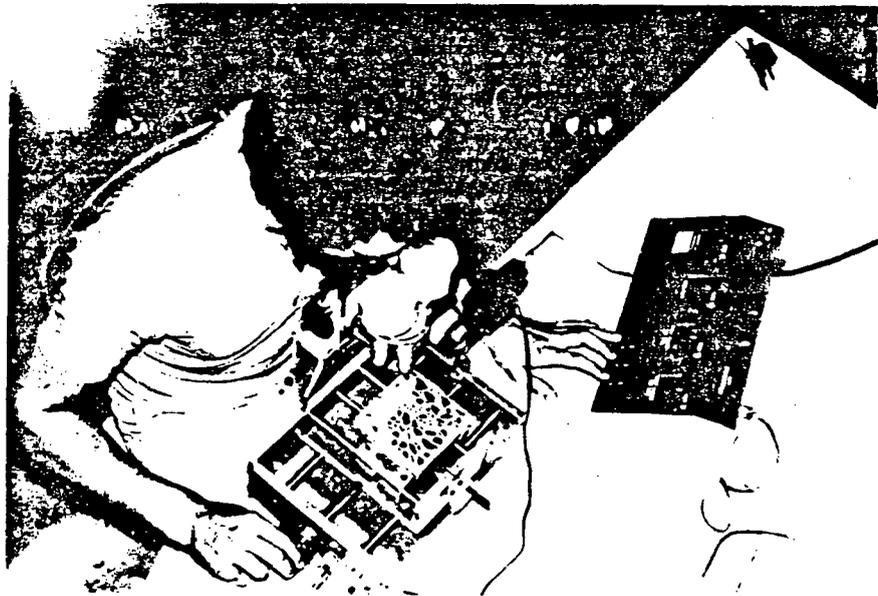


FIGURE 8.9 - Opérateur effectuant l'essai de détermination des caractéristiques des vides.

## 8.4 Mesures destructives

### 8.4.1 Résistance à la compression

La détermination de la résistance à la compression des spécimens est effectuée à l'aide d'une presse d'une capacité de 900 kN (200 000 lbs). La charge est appliquée à un taux constant de 0,25 MPa/s tel que le prescrit la norme ACNOR-A23.2-9C<sup>(29)</sup>.

Les cylindres doivent être coiffés tandis que les prismes n'ont pas besoin de l'être puisque les moules utilisés nous assurent du parallélisme des faces.

### 8.4.2 Détermination des caractéristiques du système de vides

#### 8.4.2.1 Préparation des tranches

Lors de chaque gâchage, un prisme est conservé en prévision de l'inspection au microscope. Après la période de mûrissement, on y prélève trois tranches de 102 mm x 102 mm d'une épaisseur d'environ 12 mm. Ces tranches sont situées à respectivement 65, 115 et 175 mm d'une des extrémités du prisme (voir figure 8.10). Une des faces est polie sur des tables tournantes à l'aide de pâtes abrasives. On utilise successivement trois pâtes dont les grains de carbure de silicium ont respectivement 150, 40 et 25  $\mu\text{m}$  de diamètre.

#### 8.4.2.2 Méthode d'essai

La norme C457-71 de l'A.S.T.M.<sup>(19)</sup>: "Standard Recommended Practice for Microscopical Determination of Air-Void Content and Parameters of the Air-Void System in Hardened Concrete" propose deux techniques différentes pour déterminer les caractéristiques des vides. Nous avons choisi la "Modified Point-Count Method" à cause de sa simplicité relative.

La technique consiste à effectuer des balayages sur les surfaces polies des échantillons en notant le nombre de pas effectués ( $S_t$ ), le nombre de vides d'air effectivement traversés ( $N$ ), le nombre d'arrêts coïncidant avec un vide d'air ( $S_v$ ) et le nombre d'arrêts coïncidant avec de la pâte ( $S_p$ ).

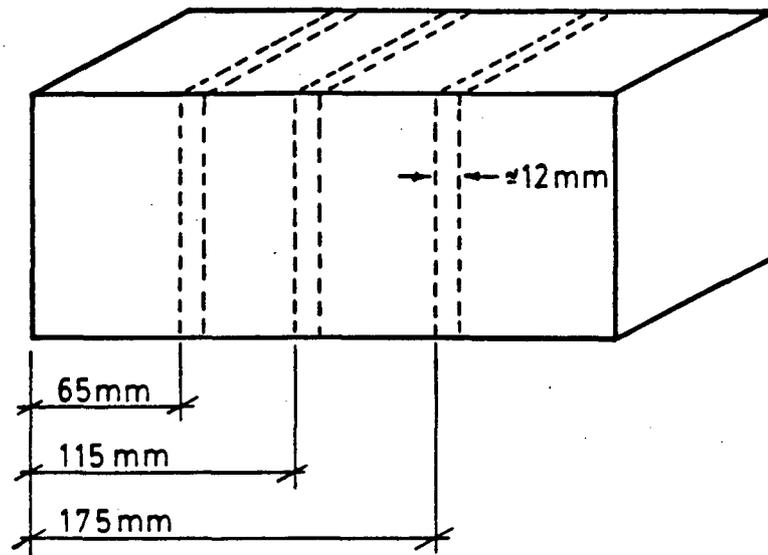
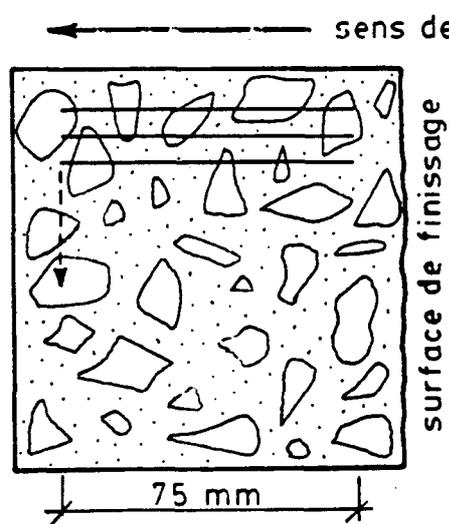


FIGURE 8.10 - Emplacement des tranches prélevées pour l'inspection microscopique.



15 balayages espacés de 6mm sont effectués sur chacune des tranches. Un balayage comporte 100 pas d'une longueur de 750  $\mu\text{m}$ .

FIGURE 8.11 - Méthode d'inspection des tranches.

Des essais préliminaires ont démontré que les résultats provenant de trois tranches d'un même prisme différaient très peu grâce à l'uniformité atteinte lors d'une mise en place en laboratoire et que 15 balayages constitués de 100 pas de 750  $\mu\text{m}$  chacun, effectués dans le sens de la coulée du béton étaient suffisants pour chaque tranche (voir figure 8.11). Lorsque le mélange comporte beaucoup d'air, cette quantité peut être réduite.

#### 8.4.2.3 Appareils

L'échantillon est monté sur le plateau mobile d'un appareil muni de chariots de déplacement et auquel est fixé un microscope à binoculaire d'un grossissement de 120X (voir figure 8.12). Un des oculaires est muni de deux fils réticulaires constituant la base de l'inspection visuelle. Un éclairage concentré est projeté sur la surface de l'échantillon avec un angle d'incidence très faible, ce qui permet de mettre en relief un vide d'air d'aussi peu que 10  $\mu\text{m}$  de diamètre.

L'essai nécessite aussi l'emploi d'un totalisateur. Nous utilisons un appareil à affichage numérique ("DIGITAL") conçu dans nos laboratoires. Le nombre de pas est calculé automatiquement, tandis que l'addition des autres caractéristiques est faite manuellement par l'opérateur. La figure 8.9 montre l'ensemble des appareils utilisés pour l'inspection microscopique.

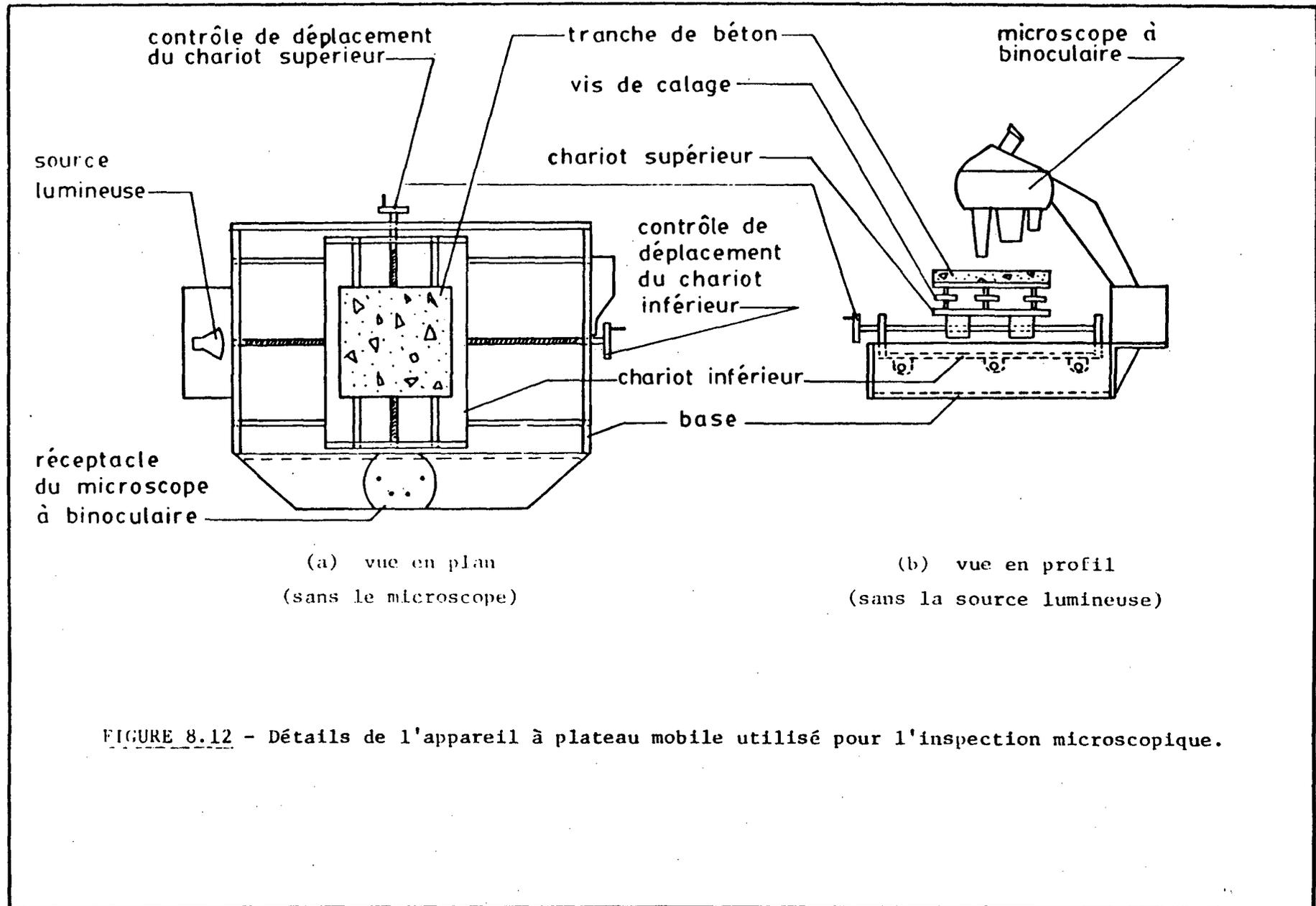


FIGURE 8.12 - Détails de l'appareil à plateau mobile utilisé pour l'inspection microscopique.

3<sup>ème</sup> PARTIE

PRÉSENTATION ET ANALYSE DES RÉSULTATS

## CHAPITRE 9

### PRÉSENTATION DES RÉSULTATS

Nous présentons dans ce chapitre les résultats de chacune des mesures effectuées au cours de nos différents essais. Le détail des calculs qui ont servi à la compilation précède toujours les commentaires des résultats. Dans presque tous les cas ces derniers ont été portés en graphique ce qui en facilite de beaucoup l'interprétation.

#### 9.1 Mesures de masse

##### 9.1.1 Compilation

Les tableaux 9.1-a à 9.1-l donnent les résultats des mesures de la masse de tous les spécimens que nous avons exposés aux cycles lents de gel-dégel. Pour mieux représenter les variations, nous avons exprimé la masse moyenne des échantillons d'un mélange en pourcentage de la masse moyenne initiale. Prenons par exemple trois échantillons A, B et C dont les masses à 0 cycle sont respectivement  $M_{A0}$ ,  $M_{B0}$  et  $M_{C0}$ . Si on désigne par  $M_{A100}$ ,  $M_{B100}$  et  $M_{C100}$  les masses après 100 cycles, la masse moyenne à 100 cycles ( $\bar{M}_{100}$ ) s'exprime alors de la façon suivante:

$$\bar{M}_{100} = \frac{M_{A100} + M_{B100} + M_{C100}}{M_{A0} + M_{B0} + M_{C0}} \cdot 100 \quad (9.1)$$

NOMBRE DE CYCLES - n	MASSE D'UN ÉCHANTILLON M (gr)			MOYENNE - $\bar{M}$ (% DE LA VALEUR INITIALE)
	M <sub>A</sub>	M <sub>B</sub>	M <sub>C</sub>	
0	6368	6389	6343	100,00
22	6366	6387	6342	99,97
64	6366	6387	6342	99,97
132	6371	6393	6346	100,05
230	6372	6398	6350	100,10
300	6373	6398	6350	100,11

(a) Mélange S5-225

NOMBRE DE CYCLES - n	MASSE D'UN ÉCHANTILLON M (gr)			MOYENNE - $\bar{M}$ (% DE LA VALEUR INITIALE)
	M <sub>A</sub>	M <sub>B</sub>	M <sub>C</sub>	
0	6425	6438	6464	100,00
12	6424	6436	6462	99,97
38	6425	6437	6462	99,98
60	6426	6441	6466	100,03
102	6426	6441	6466	100,03
170	6423	6441	6467	100,02
268	6417	6442	6466	99,99
298	6419	6442	6466	100,00

(b) Mélange S5-051

TABLEAU 9.1 - Résultats des mesures de masse.

NOMBRE DE CYCLES - n	MASSE D'UN ÉCHANTILLON M (gr)			MOYENNE - $\bar{M}$ (% DE LA VALEUR INITIALE)
	$M_A$	$M_B$	$M_C$	
0	6454	6497	6375	100,00
12	6452	6496	6374	99,98
40	6452	6498	6375	99,99
66	6453	6500	6379	100,03
88	6454	6500	6379	100,04
130	6457	6501	6381	100,07
198	6457	6500	6381	100,06
296	6456	6507	6390	100,14

(c) Mélange S5-666

NOMBRE DE CYCLES - n	MASSE D'UN ÉCHANTILLON M (gr)			MOYENNE - $\bar{M}$ (% DE LA VALEUR INITIALE)
	$M_A$	$M_B$	$M_C$	
0	6440	6517	6556	100,00
12	6438	6516	6555	99,98
40	6438	6517	6557	99,99
66	6439	6518	6560	100,02
88	6441	6521	6560	100,05
130	6441	6521	6560	100,05
198	6442	6521	6559	100,05
296	6428	6526	6565	100,03

(d) Mélange S5-725

TABLEAU 9.1 - Résultats des mesures de masse.

NOMBRE DE CYCLES - n	MASSE D'UN ÉCHANTILLON M (gr)			MOYENNE - $\bar{M}$ (% DE LA VALEUR INITIALE)
	$M_A$	$M_B$	$M_C$	
0	6401	6420	6497	100,00
10	6400	6418	6495	99,97
22	6400	6419	6497	99,99
50	6401	6420	6499	100,01
76	6404	6422	6499	100,04
98	6404	6422	6500	100,04
140	6404	6422	6500	100,04
208	6406	6423	6501	100,06
306	6406	6421	6500	100,05

(e) Mélange S5-727

NOMBRE DE CYCLES - n	MASSE D'UN ÉCHANTILLON M (gr)			MOYENNE - $\bar{M}$ (% DE LA VALEUR INITIALE)
	$M_A$	$M_B$	$M_C$	
0	6485	6530	6432	100,00
22	6483	6526	6430	99,96
64	6483	6526	6430	99,96
132	6430	6534	6431	99,99
230	6478	6537	6436	100,02
300	6478	6553	6442	100,13

(f) Mélange S5-909

TABLEAU 9.1 - Résultats des mesures de masse.

NOMBRE DE CYCLES - n	MASSE D'UN ÉCHANTILLON M (gr)				MOYENNE - $\bar{M}$ (% DE LA VALEUR INITIALE)
	$M_A$	$M_B$	$M_C$	$M_D$	
0 (avant prégel)	6372	6331	6451	6529	100,00
0 (après prégel)	6369	6330	6449	6524	99,96
14	6372	6331	6448	6524	99,97
28	6372	6331	6450	6524	99,98
70	6369	6329	6452	6527	99,98
108	6373	6329	6456	6529	100,02
120	6375	6329	6456	6529	100,02
148	6380	6330	6456	6530	100,05
174	6380	6329	6456	6530	100,05
238	6380	6322	6456	6536	100,04
306	6378	6318	6457	6532	100,01

(g) Mélange S6-383 (prégel  $-18^{\circ}\text{C}$ )

NOMBRE DE CYCLES - n	MASSE D'UN ÉCHANTILLON M (gr)				MOYENNE - $\bar{M}$ (% DE LA VALEUR INITIALE)
	$M_E$	$M_F$	$M_G$	$M_H$	
0 (avant prégel)	6379	6345	6402	6504	100,00
0 (après prégel)	6375	6342	6403	6500	99,96
14	6375	6340	6400	6500	99,94
28	6375	6337	6400	6499	99,93
70	6378	6337	6403	6502	99,96
108	6378	6335	6405	6503	99,96

(h) Mélange S6-383 (prégel  $-29^{\circ}\text{C}$ )

TABLEAU 9.1 - Résultats des mesures de masse.

NOMBRE DE CYCLES - n	MASSE D'UN ÉCHANTILLON M (gr)				MOYENNE - $\bar{M}$ (% DE LA VALEUR INITIALE)
	M <sub>A</sub>	M <sub>B</sub>	M <sub>C</sub>	M <sub>D</sub>	
0 (avant prégel)	6379	6355	6320	6400	100,00
0 (après prégel)	6375	6353	6318	6396	99,95
14	6376	6353	6318	6396	99,96
28	6376	6354	6319	6394	99,96
70	6380	6355	6322	6397	100,00
108	6380	6355	6322	6397	100,00
120	6380	6355	6322	6397	100,00
148	6380	6355	6324	6397	100,01
174	6380	6355	6324	6397	100,01
238	6380	6355	6324	6397	100,01
306	6380	6355	6325	6400	100,02

(i) Mélange S6-470 (pré-gel -18°C)

NOMBRE DE CYCLES - n	MASSE D'UN ÉCHANTILLON M (gr)				MOYENNE - $\bar{M}$ (% DE LA VALEUR INITIALE)
	M <sub>E</sub>	M <sub>F</sub>	M <sub>G</sub>	M <sub>H</sub>	
0 (avant pré-gel)	6390	6438	6372	6340	100,00
0 (après pré-gel)	6391	6437	6369	6335	99,97
14	6390	6436	6368	6334	99,95
28	6391	6436	6368	6334	99,96
70	6394	6437	6371	6335	99,99
108	6394	6438	6371	6338	100,00

(j) Mélange S6-470 (pré-gel -29°C)

NOMBRE DE CYCLES - n	MASSE D'UN ÉCHANTILLON M (gr)			MOYENNE - $\bar{M}$ (% DE LA VALEUR INITIALE)
	$M_A$	$M_B$	$M_C$	
0	6488	6469	6536	100,00
12	6488	6468	6535	99,99
38	6490	6467	6535	99,99
60	6490	6466	6537	100,00
102	6494	6465	6537	100,02
170	6494	6463	6531	99,97
268	6503	6471	6536	100,09
298	6505	6475	6536	100,12

(k) Mélange S6-742

NOMBRE DE CYCLES - n	MASSE D'UN ÉCHANTILLON M (gr)			MOYENNE - $\bar{M}$ (% DE LA VALEUR INITIALE)
	$M_A$	$M_B$	$M_C$	
0	6406	6444	6480	100,00
10	6406	6444	6480	100,00
22	6408	6447	6484	100,05
50	6420	6457	6498	100,23
76	6435	6470	6497	100,37
98	6435	6386	6492	99,91
140	6400	6369	6485	99,61
208	6236	6340	6454	98,44
306	6160	6265	6305	96,89

(l) Mélange S6-844

TABLEAU 9.1 - Résultats des mesures de masse.

### 9.1.2 Commentaires

On constate qu'en général les échantillons d'un même mélange se comportent de la même façon. Cette faible dispersion des résultats se rencontre aussi si on compare les tableaux 9.1-g et 9.1-i aux tableaux 9.1-h et 9.1-j. On réalise que la sévérité du prégel n'a en rien affecté la variation de la masse, du moins pour les cent premiers cycles.

Pour tous les mélanges, sauf S6-742 et S6-844, les tout premiers cycles ou la période de prégel ont causé une légère baisse de la masse. A ce point de vue, l'effet du prégel serait celui d'un cycle plus long. Comme aucune perte de matière solide n'a été observée, on peut attribuer cette diminution de la masse à un abaissement du degré de saturation. Il est permis de penser qu'il s'agit là d'une manifestation du phénomène de déséquilibre des pressions de vapeur signalé par Litvan<sup>(9)</sup>. Le phénomène n'a cependant eu lieu qu'en surface puisque les spécimens n'ont souvent perdu que deux ou trois millilitres d'eau.

Pour les cycles subséquents, on assiste invariablement à une augmentation de la masse. Elle est du même ordre de grandeur pour tous les mélanges sauf S6-844. A d'autres points de vue, pourtant, ces mélanges ne se sont pas comportés du tout de la même façon. Voyons à quoi peut être attribuable une augmentation de la masse. Comme l'indiqueront aussi les autres essais, l'apport d'humidité durant les cycles fut suffisant pour que se poursuive le mûrissement des échantillons. Il est donc probable que les échantillons aient absorbé de l'eau pour remédier à l'auto-dessiccation (self-dessiccation)<sup>(13)</sup> provoquée par une hydratation supplémentaire. Une seconde cause peut être la saturation des vides d'air. On a vu dans les chapitres précédents que lors du gel, plusieurs forces obligent l'eau à voyager vers les vides d'air où elle peut se cristalliser. Lors du dégel, il est permis de croire qu'une partie de cette eau demeure à l'intérieur du vide d'air. Le degré de saturation de la pâte est abaissé et une certaine quantité d'eau peut être absorbée à chaque cycle. Un autre phénomène pouvant expliquer l'augmentation de la masse est l'apparition d'un réseau de microfissures causées par les forces de traction dans la pâte et qui peuvent être partiellement saturées par capillarité. A chaque cycle, ce réseau absorbera de l'eau pour augmenter

son degré de saturation. Dans les mélanges dont le facteur d'espacement des vides est faible, c'est surtout la saturation des vides d'air qui a dû causer l'augmentation de la masse tandis que dans les mélanges dont le facteur d'espacement est élevé, c'est plutôt l'apparition de microfissures.

Les mélanges S6-742 et S6-844 sont plus vulnérables que les mélanges de rapport eau-ciment 0,5 dont le facteur d'espacement est du même ordre de grandeur. L'augmentation de la masse due à la multiplication de microfissures s'est fait sentir dès le début. Celle du mélange S6-844 fut d'ailleurs environ dix fois plus rapide que celle des autres mélanges. Ce béton s'est tellement fissuré qu'une importante perte de masse a pu être observée après seulement 75 cycles. On voit aux figures 9.1-a et 9.1-b que la perte de masse n'est pas due à l'écaillage, mais à la désagrégation interne des spécimens.

Les figures 9.2-a, 9.2-b et 9.2-c montrent l'apparition des fissures à la surface des spécimens des mélanges qui se sont le plus détériorés (voir sections 9.2, 9.3 et 9.4). Cela met en évidence un phénomène de détérioration interne de la pâte très différent des mécanismes d'écaillage et de désagrégation externe généralement rencontrés à la surface des spécimens soumis à des cycles rapides de gel-dégel.

## 9.2 Mesures de dilatation

### 9.2.1 Compilation

Si on appelle  $L_x$  la moyenne des deux lectures de la distance entre les rondelles-repères de la face  $x$  et  $L_y$ , la moyenne des deux lectures de la distance entre celles de la face  $y$ , alors la dilatation sur chaque face, après  $n$  cycles, est donnée par:

$$\epsilon_{xn} = \frac{L_{xn} - L_{x0}}{L_{x0}} \quad (9.2a)$$

et

$$\epsilon_{yn} = \frac{L_{yn} - L_{y0}}{L_{y0}} \quad (9.2b)$$

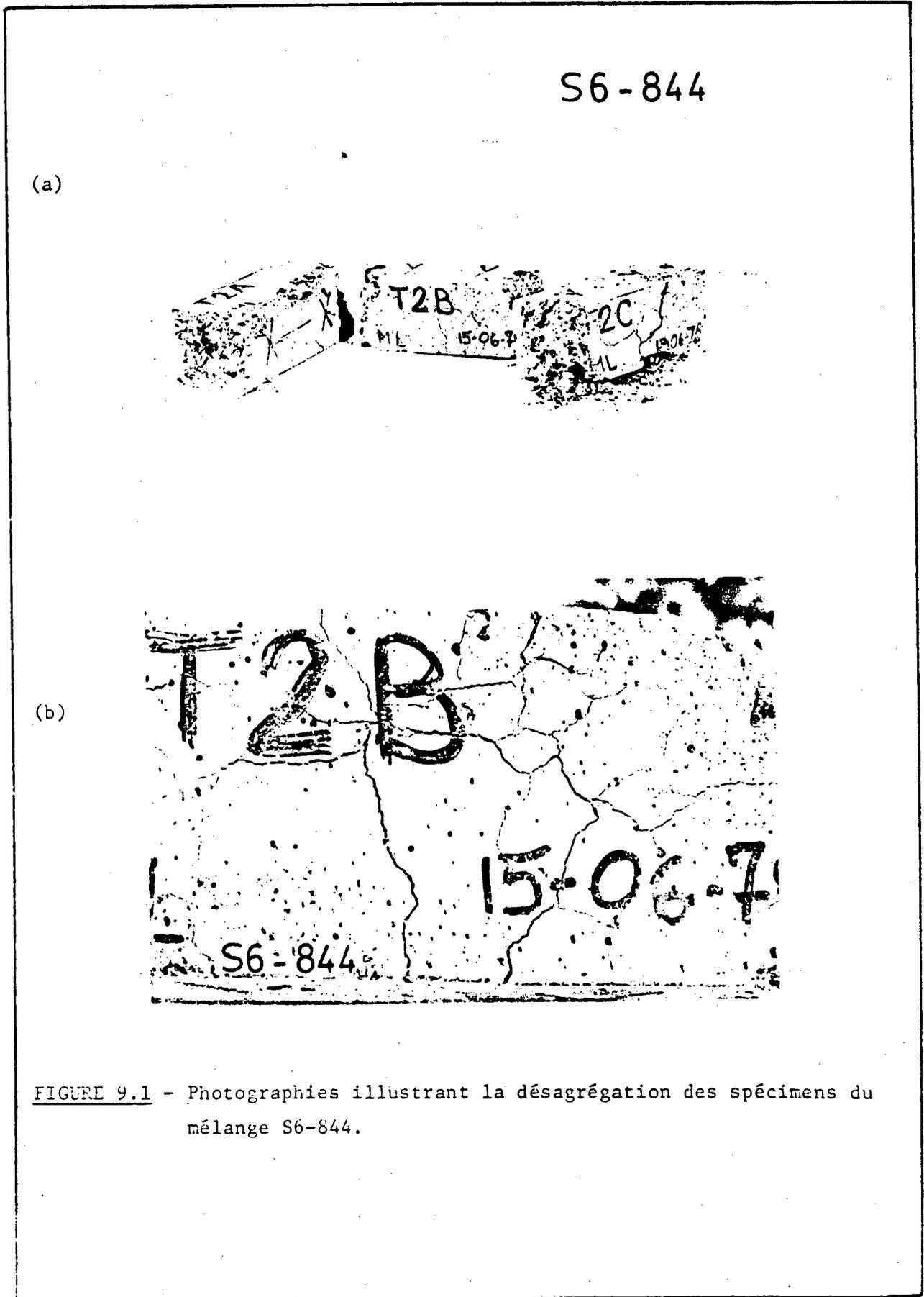


FIGURE 9.1 - Photographies illustrant la désagrégation des spécimens du mélange S6-844.

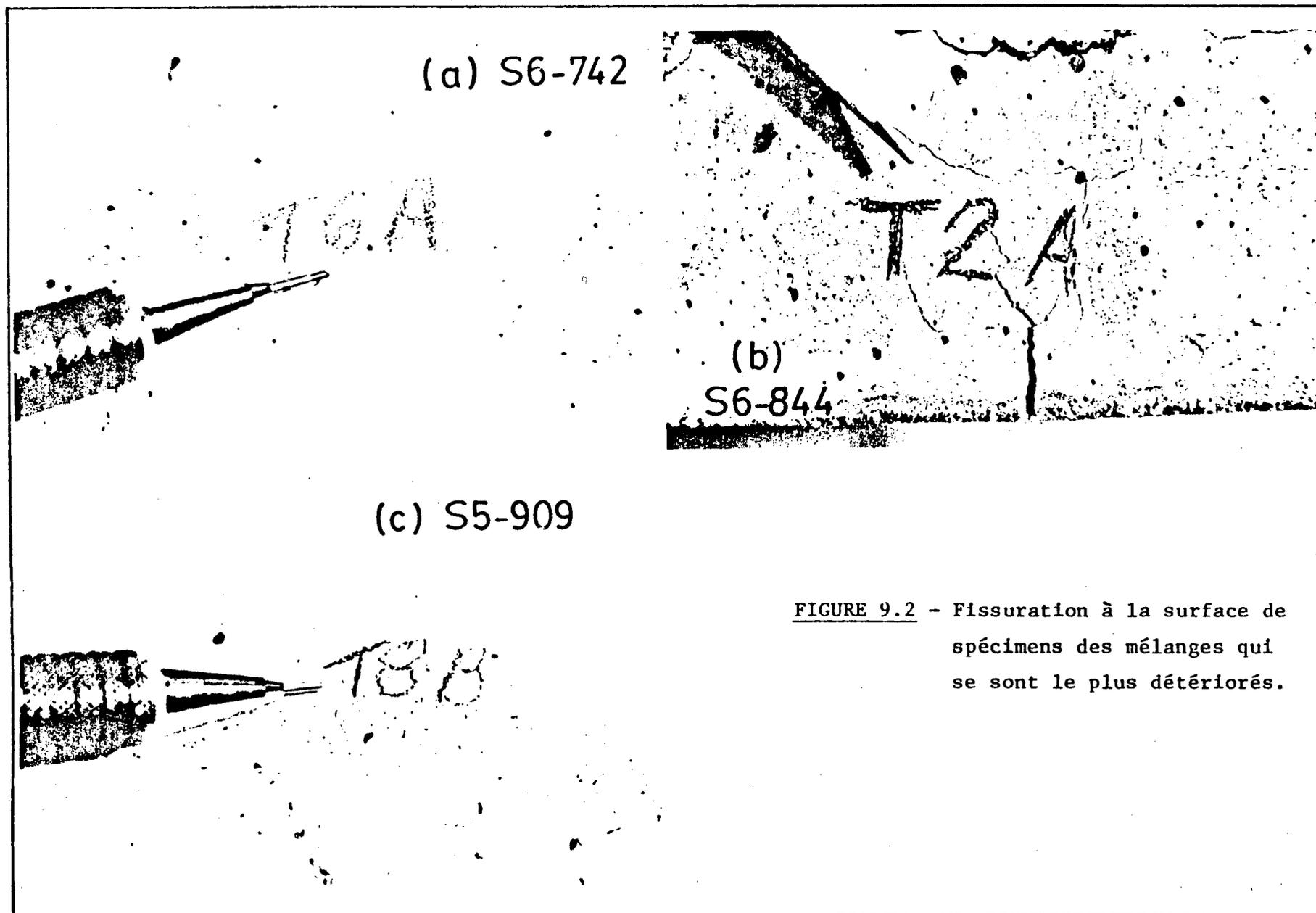


FIGURE 9.2 - Fissuration à la surface de  
specimens des mélanges qui  
se sont le plus détériorés.

On appellera  $\bar{\epsilon}_n$  la dilatation moyenne mesurée après  $n$  cycles des  $i$  échantillons d'un même mélange.

$$\bar{\epsilon}_n = \frac{i \left( \frac{\epsilon_{xn} + \epsilon_{yn}}{2} \right)}{i} \quad (9.3)$$

Comme nous l'avons mentionné à la section 7.3.2, il est nécessaire d'effectuer une correction pour tenir compte de la variation de la température lors des essais. On trouvera en annexe les détails d'une expérience qui nous a permis d'évaluer à  $5,5 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  le coefficient de dilatation thermique de nos bétons.

Soit  $\epsilon'_n$  la correction à apporter, et  $\epsilon_n$  la dilatation corrigée, relative à la température lors de la première mesure, alors:

$$\epsilon'_n = 5,5 \times 10^{-6} (\theta_n - \theta_0) , \quad (9.4)$$

où  $\theta$  est la température en  $^{\circ}\text{C}$ , et

$$\epsilon_n = \bar{\epsilon}_n - \epsilon'_n . \quad (9.5)$$

La température lors des premières mesures a varié entre  $21^{\circ}\text{C}$  et  $25^{\circ}\text{C}$ .

Les valeurs mesurées et calculées sont données aux tableaux 9.2-a à 9.2-l. Nous avons porté en graphique aux figures 9.3 et 9.4 les valeurs des dilatations corrigées ( $\epsilon_n$ ) pour les spécimens ayant subi environ 300 cycles. Les points correspondant aux valeurs peu élevées des dilatations rencontrées lorsque le nombre de cycles est inférieur à 100 n'apparaissent généralement pas sur les graphiques soit pour des raisons d'échelle, soit parce que très variables à cause, probablement, de l'importance relative de la correction et de l'imprécision sur les lectures (voir section 8.3.3).

NOMBRE DE CYCLES - n	DILATATION MESURÉE - $\bar{\epsilon}$ (millionièmes)	TEMPÉRATURE - $\theta$ (°C)	CORRECTION - $\epsilon'$ (millionièmes)	DILATATION CORRIGÉE - $\epsilon$ (millionièmes)
0	0	25,0		0
22	25	26,0	+ 6	19
64	25	22,5	-14	39
132	42	21,5	-19	61
230	42	17,0	-44	86
300	48	17,5	-41	89

(a) Mélange S5-225

NOMBRE DE CYCLES - n	DILATATION MESURÉE - $\bar{\epsilon}$ (millionièmes)	TEMPÉRATURE - $\theta$ (°C)	CORRECTION - $\epsilon'$ (millionièmes)	DILATATION CORRIGÉE - $\epsilon$ (millionièmes)
0	0	21,0		0
12	42	25,0	+22	20
38	77	25,0	+22	55
60	77	25,5	+25	52
102	86	22,5	+ 8	78
170	86	21,5	+ 3	83
268	92	16,0	-28	120
298	107	15,5	-30	137

(b) Mélange S5-651

TABLEAU 9.2 - Résultats des mesures de dilatation.

NOMBRE DE CYCLES - n	DILATATION MESURÉE - $\bar{\epsilon}$ (millionièmes)	TEMPÉRATURE - $\theta$ ( $^{\circ}\text{C}$ )	CORRECTION - $\epsilon'$ (millionièmes)	DILATATION CORRIGÉE - $\epsilon$ (millionièmes)
0	0	25,0		0
12	23	25,0	0	23
40	23	25,5	+ 3	20
66	60	25,0	0	60
88	68	25,5	+ 3	65
130	73	22,5	-14	87
198	81	21,5	-19	100
296	95	17,0	-44	139

(c) Mélange S5-666

NOMBRE DE CYCLES - n	DILATATION MESURÉE - $\bar{\epsilon}$ (millionièmes)	TEMPÉRATURE - $\theta$ ( $^{\circ}\text{C}$ )	CORRECTION - $\epsilon'$ (millionièmes)	DILATATION CORRIGÉE - $\epsilon$ (millionièmes)
0	0	25,0		0
12	6	25,0	0	6
40	10	25,5	+ 3	7
66	58	25,0	0	58
88	54	25,5	+ 3	51
130	73	22,5	-14	87
198	116	21,5	-19	135
296	306	16,0	-44	350

(d) Mélange S5-725

TABLEAU 9.2 - Résultats des mesures de dilatation.

NOMBRE DE CYCLES - n	DILATATION MESURÉE - $\bar{\epsilon}$ (millionièmes)	TEMPÉRATURE - $\theta$ ( $^{\circ}\text{C}$ )	CORRECTION - $\epsilon'$ (millionièmes)	DILATATION CORRIGÉE - $\epsilon$ (millionièmes)
0	0	24,0		0
10	19	25,0	+ 6	13
22	37	25,0	+ 6	31
50	60	26,0	+11	49
76	81	25,5	+ 8	73
98	98	25,5	+ 8	90
140	102	22,5	- 8	110
208	133	21,5	-14	147
306	154	17,5	-36	190

(e) Mélange S5-727

NOMBRE DE CYCLES - n	DILATATION MESURÉE - $\bar{\epsilon}$ (millionièmes)	TEMPÉRATURE - $\theta$ ( $^{\circ}\text{C}$ )	CORRECTION - $\epsilon'$ (millionièmes)	DILATATION CORRIGÉE - $\epsilon$ (millionièmes)
0	0	25,0		0
22	10	26,0	+ 6	4
64	23	22,5	-14	37
132	145	21,5	-19	164
230	448	17,0	-44	492
300	1314	17,5	-41	1355

(f) Mélange S5-909

TABLEAU 9.2 - Résultats des mesures de dilatation.

NOMBRE DE CYCLES - n	DILATATION MESURÉE - $\bar{\epsilon}$ (millionièmes)	TEMPÉRATURE - $\theta$ ( $^{\circ}\text{C}$ )	CORRECTION - $\epsilon'$ (millionièmes)	DILATATION CORRIGÉE - $\epsilon$ (millionièmes)
0 (avant prégel)	0	22,0		0
0 (après prégel)	8	20,0	-11	19
14	27	23,0	+ 6	21
28	19	17,0	-28	47
70	35	24,0	+11	24
108	29	25,0	+17	22
120	58	25,0	+17	41
148	83	25,5	+19	64
174	89	25,5	+19	70
238	93	22,5	+ 3	90
306	122	21,5	- 3	125

(g) Mélange S6-383 (prégel  $-18^{\circ}\text{C}$ )

NOMBRE DE CYCLES - n	DILATATION MESURÉE - $\bar{\epsilon}$ (millionièmes)	TEMPÉRATURE - $\theta$ ( $^{\circ}\text{C}$ )	CORRECTION - $\epsilon'$ (millionièmes)	DILATATION CORRIGÉE - $\epsilon$ (millionièmes)
0 (avant prégel)	0	22,0		0
0 (après prégel)	8	20,0	-11	19
14	31	23,0	+ 6	25
28	37	17,0	-28	65
70	35	24,0	+11	24
108	44	25,0	+17	27

(h) Mélange S6-303 (prégel  $-19^{\circ}\text{C}$ )

NOMBRE DE CYCLES - n	DILATATION MESURÉE - $\bar{\epsilon}$ (millionièmes)	TEMPÉRATURE - $\theta$ ( $^{\circ}\text{C}$ )	CORRECTION - $\epsilon'$ (millionièmes)	DILATATION CORRIGÉE - $\epsilon$ (millionièmes)
0 (avant prégel)	0	22,0		0
0 (après prégel)	25	21,0	- 6	31
14	56	23,0	+ 6	50
28	44	23,0	+ 6	38
70	46	24,0	+11	35
108	40	24,0	+11	29
120	56	25,0	+17	39
148	73	25,5	+19	54
174	79	25,5	+19	60
238	75	22,5	+ 3	72
306	86	21,5	- 3	89

(i) Mélange S6-470 (prégel  $-18^{\circ}\text{C}$ )

NOMBRE DE CYCLES - n	DILATATION MESURÉE - $\bar{\epsilon}$ (millionièmes)	TEMPÉRATURE - $\theta$ ( $^{\circ}\text{C}$ )	CORRECTION - $\epsilon'$ (millionièmes)	DILATATION CORRIGÉE - $\epsilon$ (millionièmes)
0 (avant prégel)	0	22,0		0
0 (après prégel)	-2	21,0	- 6	4
14	44	23,0	+ 6	38
28	33	23,0	+ 6	27
70	37	24,0	+11	26
108	40	24,0	+11	29

(j) Mélange S6-470 (prégel  $-29^{\circ}\text{C}$ )

TABLEAU 9.2 - Résultats des mesures de dilatation.

NOMBRE DE CYCLES - n	DILATATION MESURÉE - $\bar{\epsilon}$ (millionièmes)	TEMPÉRATURE - $\theta$ ( $^{\circ}\text{C}$ )	CORRECTION - $\epsilon'$ (millionièmes)	DILATATION CORRIGÉE - $\epsilon$ (millionièmes)
0	0	21,0		0
12	42	25,0	+22	20
38	64	25,0	+22	42
60	73	25,5	+25	48
102	100	22,5	+ 8	92
170	194	21,5	+ 3	191
268	817	16,0	-28	845
298	1305	15,5	-30	1335

(k) Mélange S6-742

NOMBRE DE CYCLES - n	DILATATION MESURÉE - $\bar{\epsilon}$ (millionièmes)	TEMPÉRATURE - $\theta$ ( $^{\circ}\text{C}$ )	CORRECTION - $\epsilon'$ (millionièmes)	DILATATION CORRIGÉE - $\epsilon$ (millionièmes)
0	0	24,0		0
10	95	25,0	+ 6	89
22	232	25,0	+ 6	226
50	917	26,0	+11	906
75	2085	25,5	+ 8	2077
98	3782	25,5	+ 8	3774
140	7579	22,5	- 8	7587
208	13323	21,5	-14	13337
306	18955	17,5	-36	18991

(l) Mélange S6-844

TABLEAU 9.2 - Résultats des mesures de dilatation.

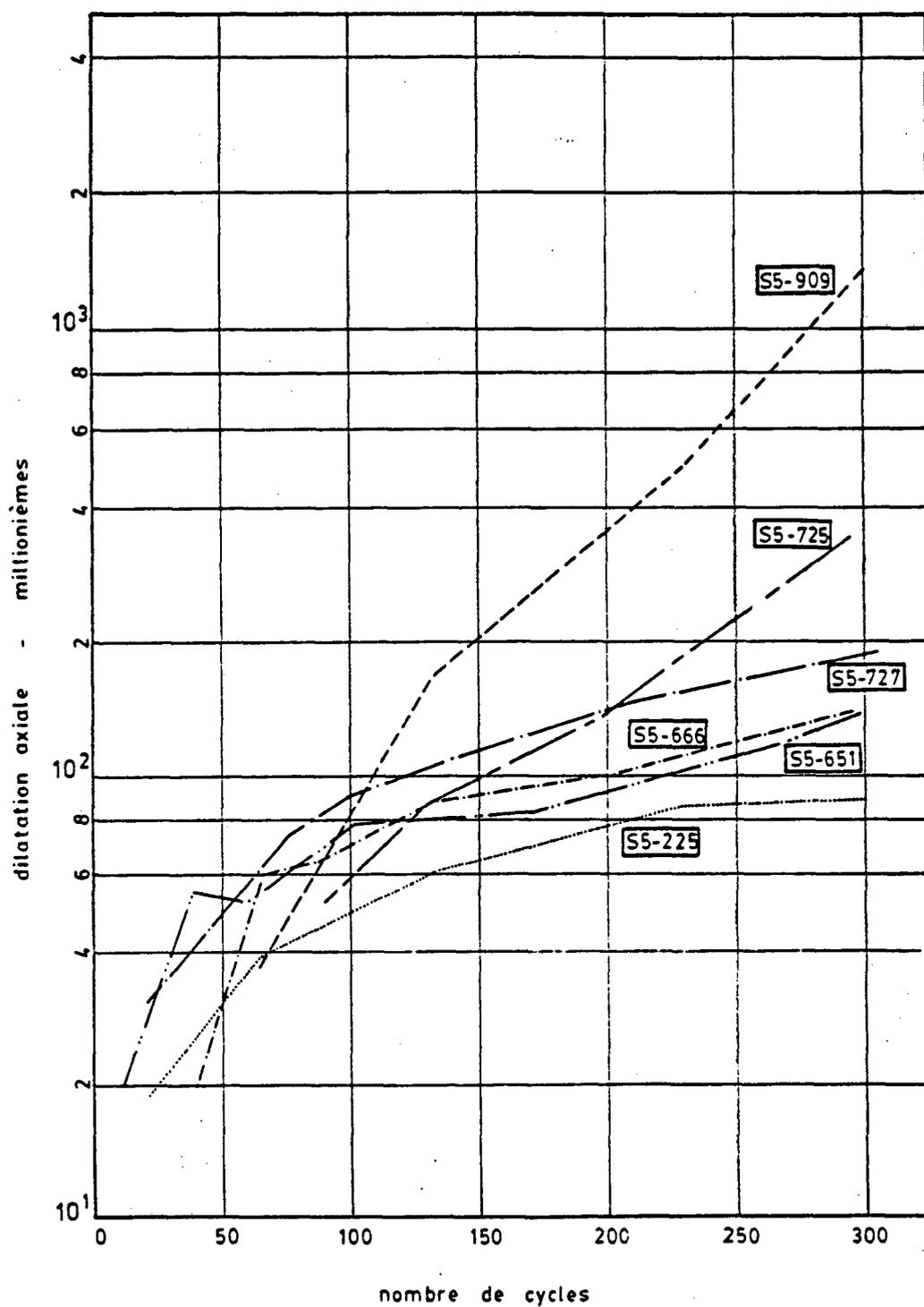


FIGURE 9.3 - Dilatation axiale résiduelle des mélanges de rapport eau-ciment 0,5.

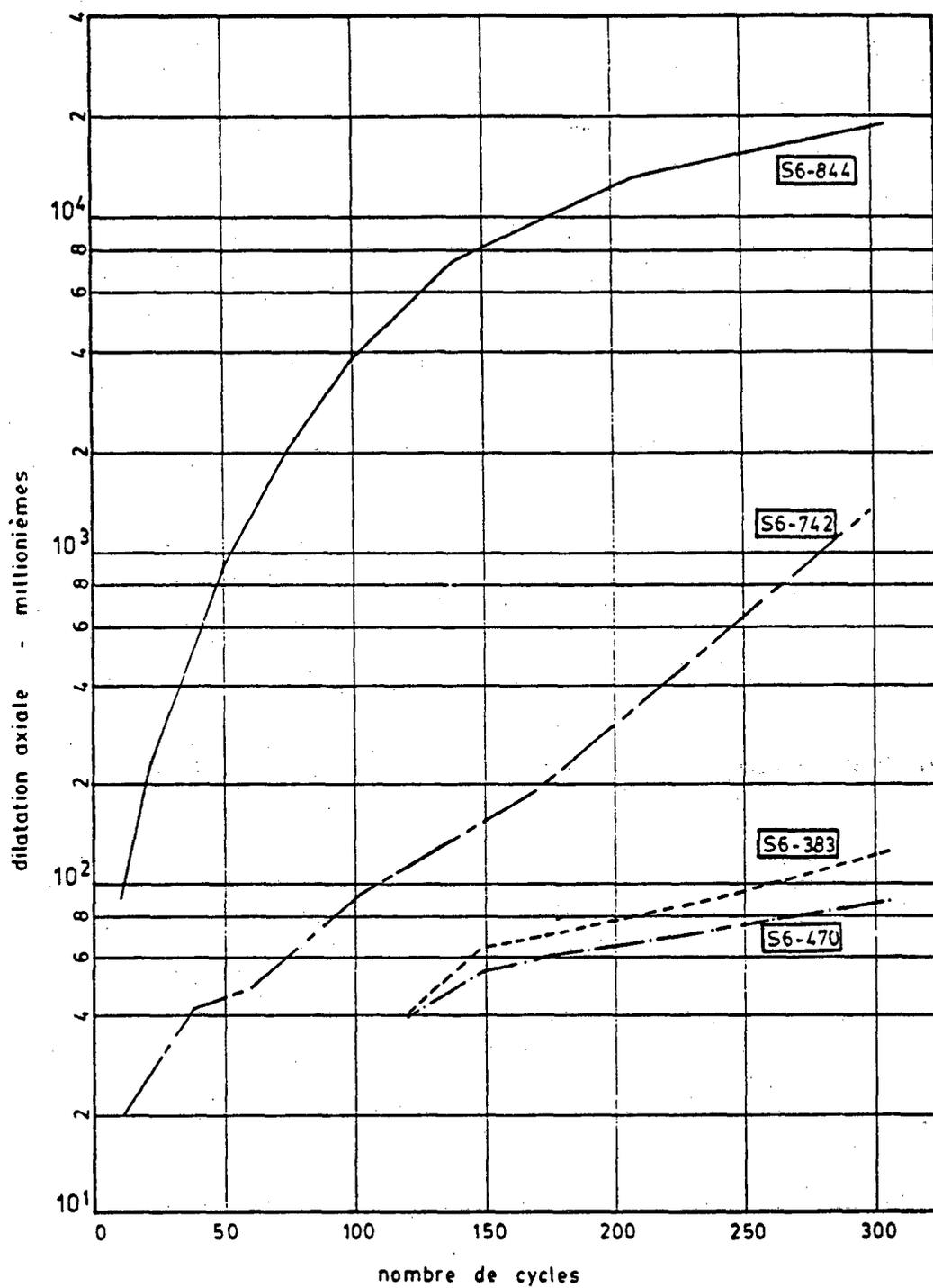


FIGURE 9.4 - Dilatation axiale résiduelle des mélanges de rapport eau-ciment 0,6.

### 9.2.2 Commentaires

Une comparaison entre les tableaux 9.2-g et 9.2-h et les tableaux 9.2-i et 9.2-j montre qu'il ne semble pas y avoir d'effet attribuable à la rigueur du prégel. Le comportement bizarre des mélanges S6-383 et S6-470 (ils présentent parfois de la contraction) est très probablement attribuable à une lacune dans la méthode expérimentale. En effet, ces deux mélanges furent les premiers à être effectués dans le cadre de cette recherche. Avant qu'ils n'aient atteint 100 cycles, il y a eu des erreurs dans la mesure des températures à cause de la méthode employée et, par conséquent, on ne peut se fier aux valeurs des corrections calculées à partir de ces températures.

Les figures 9.3 et 9.4 nous donnent énormément de renseignements. Règle générale, la dilatation axiale à un nombre de cycles donné est d'autant plus grande que le facteur d'espacement des vides est élevé. Dans le cas des mélanges de rapport eau-ciment égal à 0,6 cela est vrai même pour un nombre restreint de cycles. Il est extrêmement important de souligner que les mélanges S5 se comportent à peu près tous de la même façon avant 100 cycles, et que les différences ne se font sentir que par la suite.

Lorsque le facteur d'espacement est faible, la dilatation axiale résiduelle a tendance à plafonner, tandis que lorsqu'il est élevé, elle subit une augmentation toujours plus marquée. De plus, pour un même facteur d'espacement des vides, les mélanges de rapport eau-ciment 0,6 se sont beaucoup plus dilatés que ceux de rapport eau-ciment 0,5.

Certains trouveront étonnant que les mélanges S5-225, S5-651, S5-666, S6-383 et S6-470 se soient à peu près tous comportés de la même façon. Le mélange S5-225, par exemple, aurait dû présenter une dilatation beaucoup moins importante que les autres. Pourtant, ce ne semble pas être le cas.

Il ne faut pas oublier qu'une part de la dilatation que nous avons mesurée est attribuable au gonflement causé par une période additionnelle d'entreposage à l'humidité durant les cycles. On peut estimer très approximativement cette dilatation en calculant le facteur de maturité de nos spécimens pour la période de 300 cycles, et en leur attribuant la dilatation de spécimens semblables ayant été mûris en chambre humide durant une période leur procurant un facteur de maturité équivalent. Le facteur de maturité s'exprime généralement par l'équation Nurse-Saul citée par Swenson<sup>(32)</sup>:

$$\text{facteur de maturité} = \sum (\theta - 10) \Delta t, \quad (9.6)$$

où  $\theta$  = la température en °C ( $\theta \geq -10^\circ\text{C}$ ); et  
 $t$  = le temps.

En se basant sur la figure 7.1, on peut établir qu'un de nos cycles équivaut à 81,9°C-heures, ou 3,41°C-jours. Donc, 300 cycles équivaut à 1024°C-jours. Puisque pour une journée standard en chambre humide le facteur de maturité est de 33°C-jours, nos cycles correspondent à 31 jours de mûrissement en chambre humide. Sachant que nos spécimens ont été mûris sept jours en chambre humide avant d'être exposés aux cycles, leur gonflement à l'humidité devrait être du même ordre que celui de spécimens en chambre humide entre 7 et 38 jours. Nous avons évalué que ce gonflement provoquait une dilatation axiale d'environ  $30 \times 10^{-6}$  (voir annexe).

On ne peut donc pas expliquer par le gonflement que la différence relative entre les dilatations à 300 cycles des mélanges de faible facteur d'espacement soit si faible. On doit considérer que les mélanges S5-225, S5-651, S5-666, S6-383 et S6-470 ont été sinon détériorés, du moins affectés par les cycles lents de gel-dégel et ce, à peu près d'une même façon.

### 9.3 Vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques

#### 9.3.1 Compilation

Si on désigne par  $t_n$  la moyenne des quatre lectures du temps effectuées sur un échantillon lors de l'essai à un nombre  $n$  de cycles, la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques d'un mélange comprenant  $i$  échantillons est:

$$V_n = \frac{0,254}{\left( \frac{\sum t_n}{i} \right)} \quad (9.7)$$

La constante 0,254 est la distance, en mètre, que doivent parcourir les ondes. La variation absolue de la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques en fonction du nombre de cycles est  $\Delta V_n$ .

$$\Delta V_n = V_n - V_o \quad (9.8)$$

On retrouve aux tableaux 9.3-a à 9.3-l les résultats de toutes nos mesures de vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques.

#### 9.3.2 Commentaires

Un bref coup d'oeil sur les résultats obtenus pour les mélanges S6-383 et S6-470 nous montre une fois de plus que l'intensité du prégel semble n'avoir rien changé.

Afin de mieux visualiser les résultats, nous avons porté en graphique aux figures 9.5 et 9.6 la variation de la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques en fonction du nombre de cycles pour les spécimens ayant subi environ 300 cycles.

En général, la vitesse de transmission augmente plus chez les mélanges dont le facteur d'espacement est faible. Ceci est surtout vrai pour un nombre de cycles supérieur à cent. Si le facteur d'espacement est très faible, il y a toujours augmentation de la vitesse. S'il est moyen, la vitesse cesse d'augmenter et diminue par la suite. S'il est élevé, elle ne fait que diminuer.

NOMBRE DE CYCLES - n	VITESSE DE TRANSMISSION D'IMPULSIONS ULTRASONIQUES	
	V (m/seconde)	Variation - $\Delta V$ (m/seconde)
0	4510	0
22	4520	10
64	4600	90
132	4620	110
230	4670	160
300	4680	170

(a) Mélange S5-225 (F.D. = 108)

NOMBRE DE CYCLES - n	VITESSE DE TRANSMISSION D'IMPULSIONS ULTRASONIQUES	
	V (m/seconde)	Variation - $\Delta V$ (m/seconde)
0	4650	0
12	4630	-20
38	4680	30
60	4720	70
102	4740	90
170	4770	120
268	4780	130
298	4800	150

(b) Mélange S5-651 (F.D. = 107)

TABLEAU 9.3 - Résultats des mesures ultrasoniques.

NOMBRE DE CYCLES - n	VITESSE DE TRANSMISSION D'IMPULSIONS ULTRASONIQUES	
	V (m/seconde)	Variation - $\Delta V$ (m/seconde)
0	4680	0
12	4660	-20
40	4700	20
66	4740	60
88	4740	60
130	4770	90
198	4740	60
296	4710	30

(c) Mélange S5-666 (F.D. = 101)

NOMBRE DE CYCLES - n	VITESSE DE TRANSMISSION D'IMPULSIONS ULTRASONIQUES	
	V (m/seconde)	Variation - $\Delta V$ (m/seconde)
0	4630	0
12	4640	10
40	4670	40
66	4710	80
88	4740	110
130	4770	140
198	4750	120
296	4670	40

(d) Mélange S5-725 (F.D. = 102)

TABLEAU 9.3 - Résultats des mesures ultrasoniques.

NOMBRE DE CYCLES - n	VITESSE DE TRANSMISSION D'IMPULSIONS ULTRASONIQUES	
	V (m/seconde)	Variation - $\Delta V$ (m/seconde)
0	4600	0
10	4600	0
22	4640	40
50	4670	70
76	4680	80
98	4710	110
140	4730	130
208	4710	110
306	4670	70

(e) Mélange S5-727 (F.D. = 103)

NOMBRE DE CYCLES - n	VITESSE DE TRANSMISSION D'IMPULSIONS ULTRASONIQUES	
	V (m/seconde)	Variation - $\Delta V$ (m/seconde)
0	4630	0
22	4620	-10
64	4650	20
132	4630	0
230	4540	-90
300	3970	-660

(f) Mélange S5-909 (F.D. = 74)

TABLEAU 9.3 - Résultats des mesures ultrasoniques.

NOMBRE DE CYCLES - n	VITESSE DE TRANSMISSION D'IMPULSIONS ULTRASONIQUES	
	V (m/seconde)	Variation - $\Delta V$ (m/seconde)
0 (avant prégel)	4540	0
0 (après prégel)	4580	40
14	4620	80
28	4620	80
70	4650	110
108	4660	120
120	4660	120
148	4680	140
174	4700	160
238	4720	180
306	4710	170

(g) Mélange S6-383 (prégel  $-18^{\circ}\text{C}$ ) (F.D. = 108)

NOMBRE DE CYCLES - n	VITESSE DE TRANSMISSION D'IMPULSIONS ULTRASONIQUES	
	V (m/seconde)	Variation - $\Delta V$ (m/seconde)
0 (avant prégel)	4540	0
0 (après prégel)	4580	40
14	4630	90
28	4630	90
70	4630	90
108	4640	100

(h) Mélange S6-383 (prégel  $-29^{\circ}\text{C}$ )

TABLEAU 9.3 - Résultats des mesures ultrasoniques.

NOMBRE DE CYCLES - n	VITESSE DE TRANSMISSION D'IMPULSIONS ULTRASONIQUES	
	V (m/seconde)	Variation - $\Delta V$ (m/seconde)
0 (avant prégel)	4590	0
0 (après prégel)	4610	20
14	4630	40
28	4630	40
70	4660	70
108	4680	90
120	4680	90
148	4700	110
174	4720	130
238	4740	150
306	4750	160

(i) Mélange S6-470 (prégel  $-18^{\circ}\text{C}$ ) (F.D. = 107)

NOMBRE DE CYCLES - n	VITESSE DE TRANSMISSION D'IMPULSIONS ULTRASONIQUES	
	V (m/seconde)	Variation - $\Delta V$ (m/seconde)
0 (avant prégel)	4570	0
0 (après prégel)	4620	50
14	4640	70
28	4640	70
70	4670	100
108	4720	150

(j) Mélange S6-470 (prégel  $-29^{\circ}\text{C}$ )

TABLEAU 2.3 - Résultats des mesures ultrasoniques.

NOMBRE DE CYCLES - n	VITESSE DE TRANSMISSION D'IMPULSIONS ULTRASONIQUES	
	V (m/seconde)	Variation - $\Delta V$ (m/seconde)
0	4620	0
12	4620	0
38	4660	40
60	4710	90
102	4700	80
170	4660	40
268	4330	-290
298	4050	-570

(k) Mélange S6-742 (F.D. = 77)

NOMBRE DE CYCLES - n	VITESSE DE TRANSMISSION D'IMPULSIONS ULTRASONIQUES	
	V (m/seconde)	Variation - $\Delta V$ (m/seconde)
0	4500	0
10	4450	-50
22	4350	-150
50	3860	-640
76	3030	-1470
98	2100	-2400
140	1340	-3160
208	890	-3610
306	-	-

(l) Mélange S6-844 (F.D. = 11)

TABLEAU 9.3 - Résultats des mesures ultrasoniques.

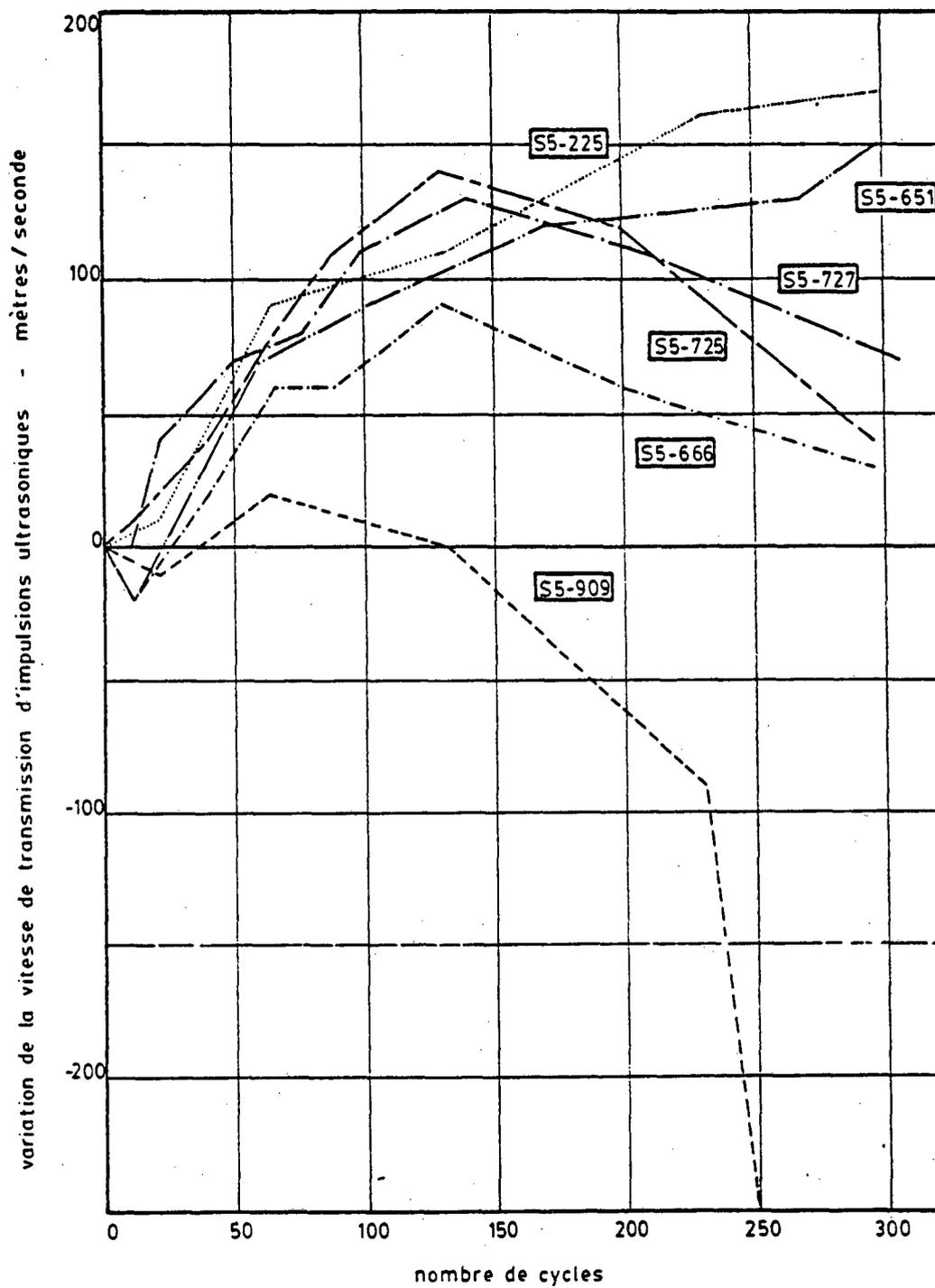


FIGURE 9.5 - Résultats des mesures de la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques des mélanges de rapport eau-ciment 0,5.

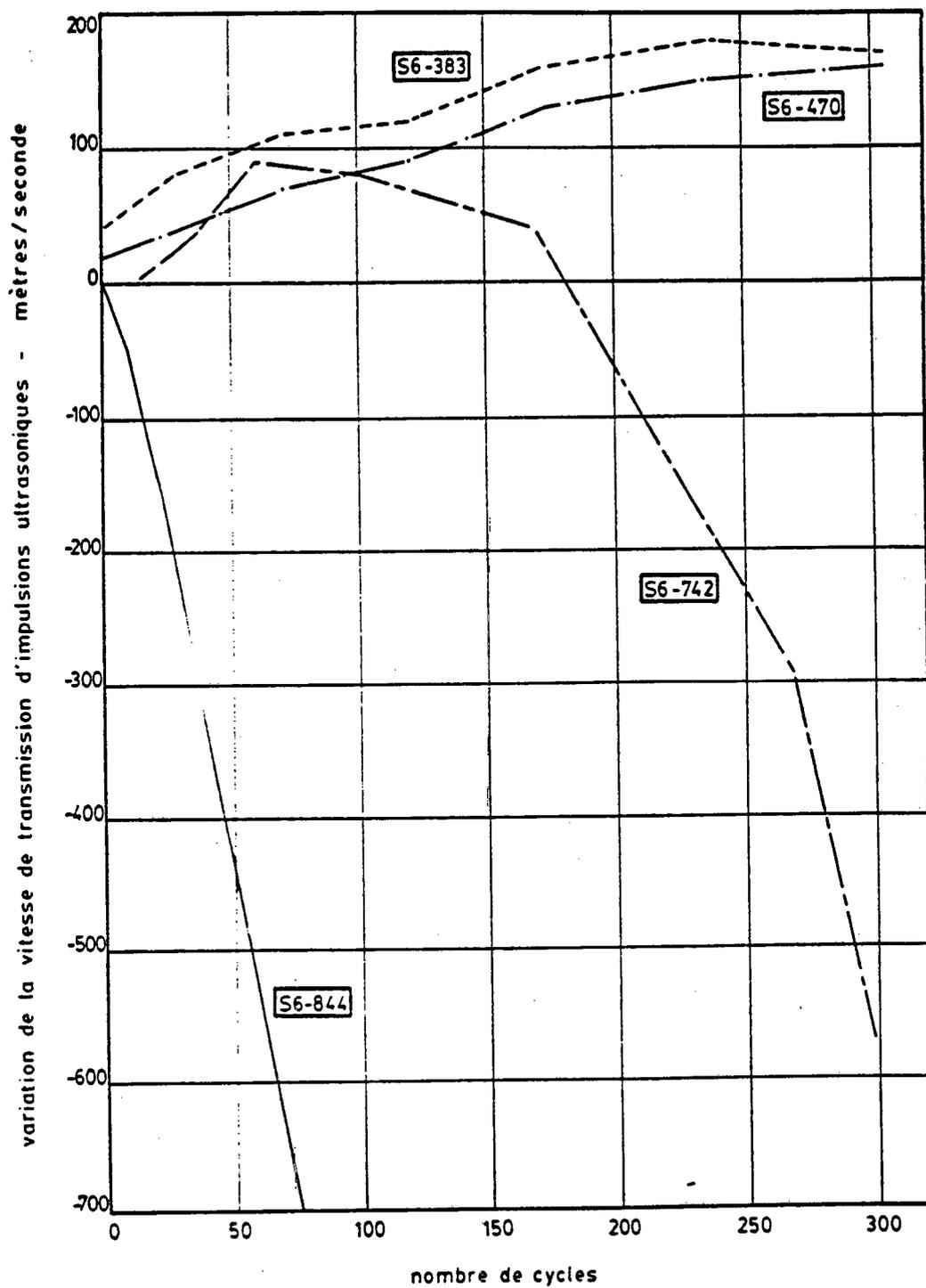


FIGURE 9.6 - Résultats des mesures de la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques des mélanges de rapport eau-ciment 0,6.

Puisqu'il est relié aux variations de la densité du matériau, le taux d'augmentation de la vitesse témoigne du taux d'hydratation des spécimens. Il est donc normal qu'il tende vers zéro à partir de deux cents cycles pour les mélanges S5-225, S5-651, S6-383 et S6-470. Dès qu'il y a diminution de la vitesse de transmission, cela veut dire que l'effet néfaste de l'apparition des microfissures l'emporte sur celui de la densification due à l'hydratation.

Comme dans le cas de la dilatation axiale, la distinction entre les mélanges est plus grande lorsque le rapport eau-ciment égale 0,6. Pour un même facteur d'espacement élevé, la perte de vitesse est beaucoup plus grande pour les mélanges S6 que pour les mélanges S5.

On note, en particulier à la figure 9.5, que la variation absolue de la vitesse de transmission n'est pas parfaitement reliée au facteur d'espacement des vides. C'est pourquoi nous avons pensé qu'il serait peut-être intéressant d'étudier d'autres aspects de la relation entre le facteur d'espacement et la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques.

Neville<sup>(13)</sup> donne une relation qui permet de déduire le module d'élasticité dynamique ( $E_d$ ) à partir de la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques:

$$E_d = \rho v^2 \frac{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}{(1 - \nu)}, \quad (9.9)$$

où  $\rho$  est la densité relative du béton et  $\nu$  le rapport de Poisson. Si on considère que pour un même mélange,  $\rho$  et  $\nu$  sont constants en fonction du temps, alors on peut dire que le module d'élasticité dynamique est proportionnel au carré de la vitesse de transmission. Or, comme nous l'avons mentionné à la section 5.1.1, il est courant d'employer un facteur de durabilité défini à partir du module d'élasticité dynamique relatif pour évaluer la durabilité d'un béton soumis à des cycles de gel-dégel. Nous avons donc, à partir des résultats de mesures de vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques, calculé un facteur de durabilité (F.D.) semblable à celui proposé par l'A.S.T.M.<sup>(19)</sup>.

Ainsi,

$$F.D. = \frac{P(n)}{m} ; \text{ et} \quad (9.10)$$

$$P = 100 \left( \frac{V_n}{V_0} \right)^2 ; \quad (9.11)$$

où  $n$  est le plus petit entre  $m$  et le nombre de cycles où  $P$  atteint une valeur inférieure à 60%, et  $m$  est égal à 300 pour nos essais. Les valeurs de ce facteur de durabilité apparaissent au bas des tableaux 9.3-a à 9.3-l. Les résultats sont portés en graphique à la figure 9.7.

On constate qu'il y a une relation assez bien définie entre le facteur d'espacement des vides et le facteur de durabilité pour un rapport eau-ciment donné. C'est uniquement lorsque les facteurs d'espacement sont élevés que les mélanges se distinguent en fonction de leur rapport eau-ciment. Pour ces rapports eau-ciment, seuls les mélanges de facteurs d'espacement supérieurs à 500  $\mu\text{m}$  voient leurs facteurs de durabilité baisser en deçà d'une valeur d'environ 108 qui semble être un maximum pour nos cycles lents. Le mûrissement additionnel qui a lieu durant les cycles explique que l'on obtienne des valeurs supérieures à 100. Le facteur d'espacement de 250  $\mu\text{m}$  généralement considéré comme critique pour ce qui est de la durabilité face aux cycles de gel-dégel se situe, selon notre graphique, dans une zone très sécuritaire.

#### 9.4 Résistance à la compression

##### 9.4.1 Compilation

Si on désigne par  $P_u$  la charge maximum que peut supporter une éprouvette et par  $a$ , l'aire de la section de cette éprouvette, alors sa contrainte de rupture ( $\sigma_u$ ) est donnée par:

$$\sigma_u = \frac{P_u}{a} . \quad (9.12)$$

On considère que la résistance à la compression d'un mélange,  $\bar{\sigma}_u$ , est égale à la moyenne des contraintes de rupture des éprouvettes de

facteur de durabilité basé sur la perte de vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques (F.D.)

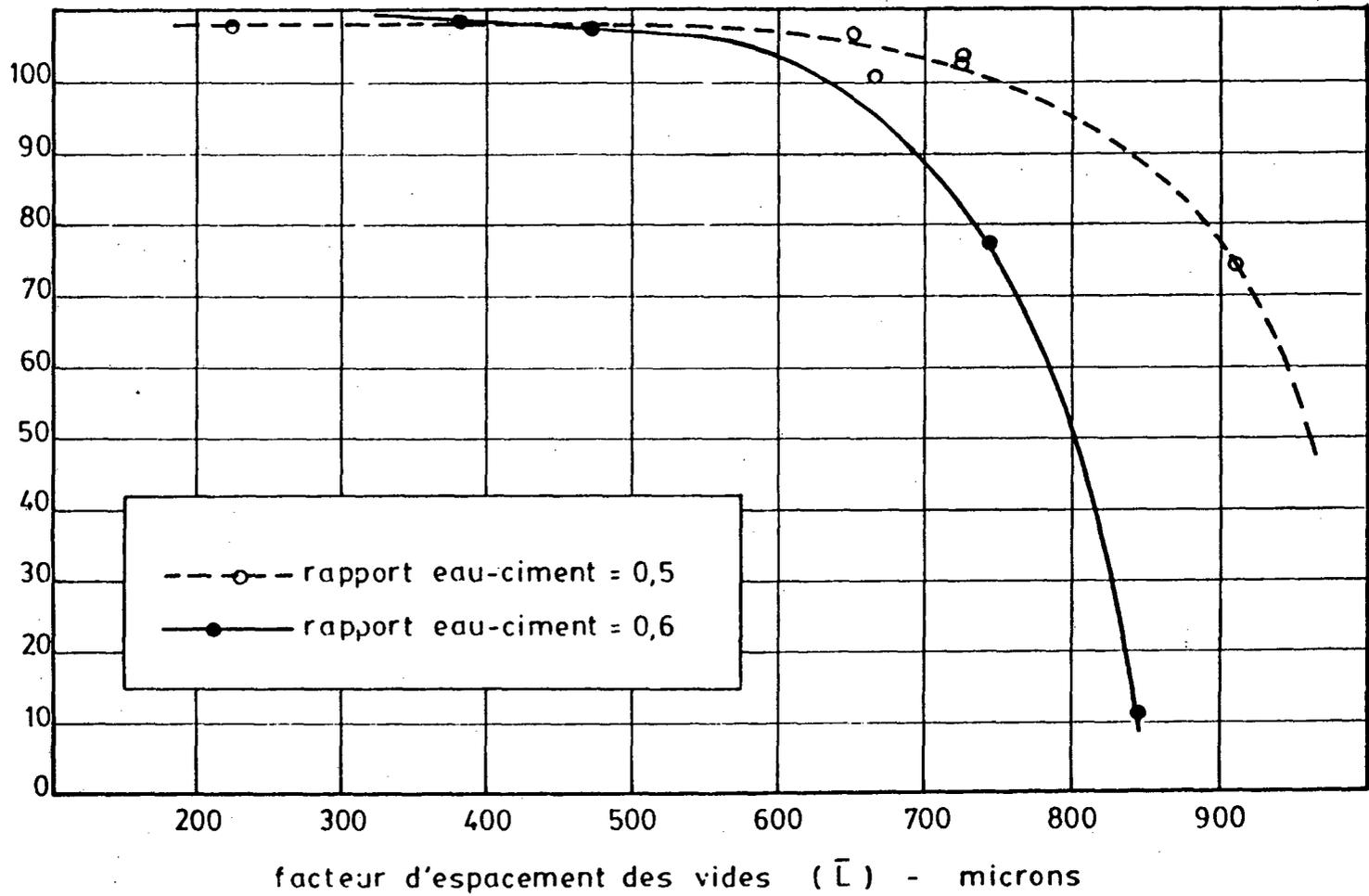


FIGURE 9.7 - Facteur de durabilité basé sur la perte de vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques à 300 cycles.

ce mélange. Le tableau 9.4 donne les résultats de tous nos essais de résistance à la compression qui ont été faits, rappelons-le, à la fin d'une période de séchage de 21 jours qui a suivi le traitement de mûrissement en chambre humide ou la période de cyclage, selon le cas.

On voit que les résultats obtenus à partir des cylindres diffèrent très peu de ceux obtenus avec des prismes. Nous avons donc négligé l'effet de la forme de nos éprouvettes.

En observant les résultats individuels, on se rend compte qu'il y a une plus grande variation, pour un même mélange, à 300 cycles qu'à 0 cycle, particulièrement pour les séries dont le facteur d'espacement est élevé.

Pour les éprouvettes qui n'ont pas cyclé, il est anormal d'obtenir un résultat qui diffère beaucoup des autres. Nous avons donc rejeté une valeur pour le mélange S6-844. On notera que pour ce même mélange, la valeur nulle de la résistance à la compression à 300 cycles n'a pas été mesurée, mais assumée puisque les échantillons se désagrégèrent au toucher.

Toujours dans le but de mieux visualiser les résultats, nous avons porté en graphique aux figures 9.8 et 9.9 la résistance à la compression après 300 cycles, exprimée en pourcentage de la résistance initiale, en fonction du facteur d'espacement des vides.

#### 9.4.2 Commentaires

La moyenne des résistances à la compression initiales des mélanges S5 est de 39,0 MPa tandis que celle des mélanges S6 est de 28,7 MPa. Ceci montre une fois de plus la grande influence qu'a le rapport eau-ciment sur la résistance de la pâte de ciment.

Si on s'attarde aux résultats des mélanges S6-383 et S6-470 et qu'on considère que le pré-gel a eu une influence négligeable, on constate qu'après seulement 100 cycles, soit l'équivalent selon le facteur de maturité d'environ 11 jours supplémentaires de mûrissement en chambre humide, la presque totalité du gain de résistance est accomplie. C'est donc dire

BÉLANGE	NOMBRE DE CYCLES - n	ÉCHANTILLON C = CYLINDRE P = PRISME	CHARGE DE RUPTURE $P_u$ (kN)	CONTRAINTES DE RUPTURE $\sigma_u$ (MPa)	RÉSISTANCE À LA COMPRESSION $\bar{\sigma}_u$ (MPa)
S5-225	0	C	263	32,5	33,2
	0	C	256	31,5	
	0	C	275	33,9	
	0	P	352	34,1	
	0	P	345	33,5	
	0	P	351	34,0	
S5-225	300	P	433	41,9	41,8
	300	P	433	41,9	
	300	P	428	41,4	
S5-651	0	C	322	39,6	38,3
	0	C	310	38,2	
	0	C	320	39,4	
	0	P	402	38,9	
	0	P	374	36,2	
	0	P	384	37,2	
S5-651	300	P	449	43,5	44,7
	300	P	454	44,0	
	300	P	482	46,7	

TABLEAU 9.4-a - Résultats des mesures de résistance à la compression.

RÉLANGE	NOMBRE DE CYCLES - n	ÉCHANTILLON C = CYLINDRE P = PRISME	CHARGE DE RUPTURE $P_u$ (kN)	CONTRAINTES DE RUPTURE $\sigma_u$ (MPa)	RÉSISTANCE À LA COMPRESSION $\bar{\sigma}_u$ (MPa)
S5-666	0	P	448	43,4	43,3
	0	P	434	42,0	
	0	P	459	44,4	
S5-666	300	P	472	45,7	44,6
	300	P	466	45,1	
	300	P	443	42,9	
S5-725	0	P	436	42,2	42,5
	0	P	449	43,5	
	0	P	432	41,9	
S5-725	300	P	400	38,8	42,7
	300	P	441	42,7	
	300	P	480	46,5	
S5-727	0	P	393	38,1	38,4
	0	P	405	39,2	
	0	P	391	37,9	
S5-727	300	P	418	40,5	41,8
	300	P	431	41,7	
	300	P	446	43,2	

TABLEAU 9.4-b - Résultats des mesures de résistance à la compression.

ALLIAGE	NOMBRE DE CYCLES - n	ÉCHANTILLON C = CYLINDRE P = PRISME	CHARGE DE RUPTURE $P_u$ (kN)	CONTRAINTES DE RUPTURE $\sigma_u$ (MPa)	RÉSISTANCE À LA COMPRESSION $\bar{\sigma}_u$ (MPa)
S5-909	0	C	315	38,8	38,5
	0	C	314	38,7	
	0	C	310	38,2	
	0	P	402	38,9	
	0	P	402	38,9	
	0	P	385	37,3	
S5-909	300	P	459	44,4	35,4
	300	P	258	25,0	
	300	P	381	36,9	
S6-383	0	C	197	24,3	23,6
	0	C	189	23,3	
	0	C	188	23,1	
S6-383 (pré-gel -29°C)	108	P	364	35,2	33,0
	108	P	312	30,2	
	108	P	347	33,6	
S6-383 (pré-gel -18°C)	300	P	376	36,4	34,7
	300	P	314	30,4	
	300	P	384	37,2	

TABLEAU 9.4-c - Résultats des mesures de résistance à la compression.

MÉLANGE	NOMBRE DE CYCLES - n	ÉCHANTILLON C = CYLINDRE P = PRISME	CHARGE DE RUPTURE $P_u$ (kN)	CONTRAINTES DE RUPTURE $\sigma_u$ (MPa)	RÉSISTANCE À LA COMPRESSION $\bar{\sigma}_u$ (MPa)
S6-470	0	C	234	28,8	29,6
	0	C	250	30,9	
	0	C	236	29,1	
S6-470 (prégel -29°C)	108	P	366	35,4	36,7
	108	P	397	38,4	
	108	P	373	36,1	
S6-470 (prégel -18°C)	300	P	379	36,7	37,7
	300	P	395	38,2	
	300	P	395	38,2	
S6-742	0	C	256	31,6	31,6
	0	C	258	31,8	
	0	C	259	31,9	
	0	P	329	31,8	
	0	P	318	30,8	
	0	P	329	31,9	
S6-742	300	P	221	21,4	27,4
	300	P	279	27,0	
	300	P	350	33,9	

TABLEAU 9.4-d - Résultats des mesures de résistance à la compression.

BIÉLANGE	NOMBRE DE CYCLES - n	ÉCHANTILLON C = CYLINDRE P = PRISME	CHARGE DE RUPTURE $P_u$ (kN)	CONTRAINTES DE RUPTURE $\sigma_u$ (MPa)	RÉSISTANCE À LA COMPRESSION $\bar{\sigma}_u$ (MPa)
S6-844	0	P	307	29,7	30,0
	0	P	225	rejeté	
	0	P	313	30,3	
S6-844	300	P	0	0	0
	300	P	0	0	
	300	P	0	0	

TABLEAU 9.4-e - Résultats des mesures de résistance à la compression.

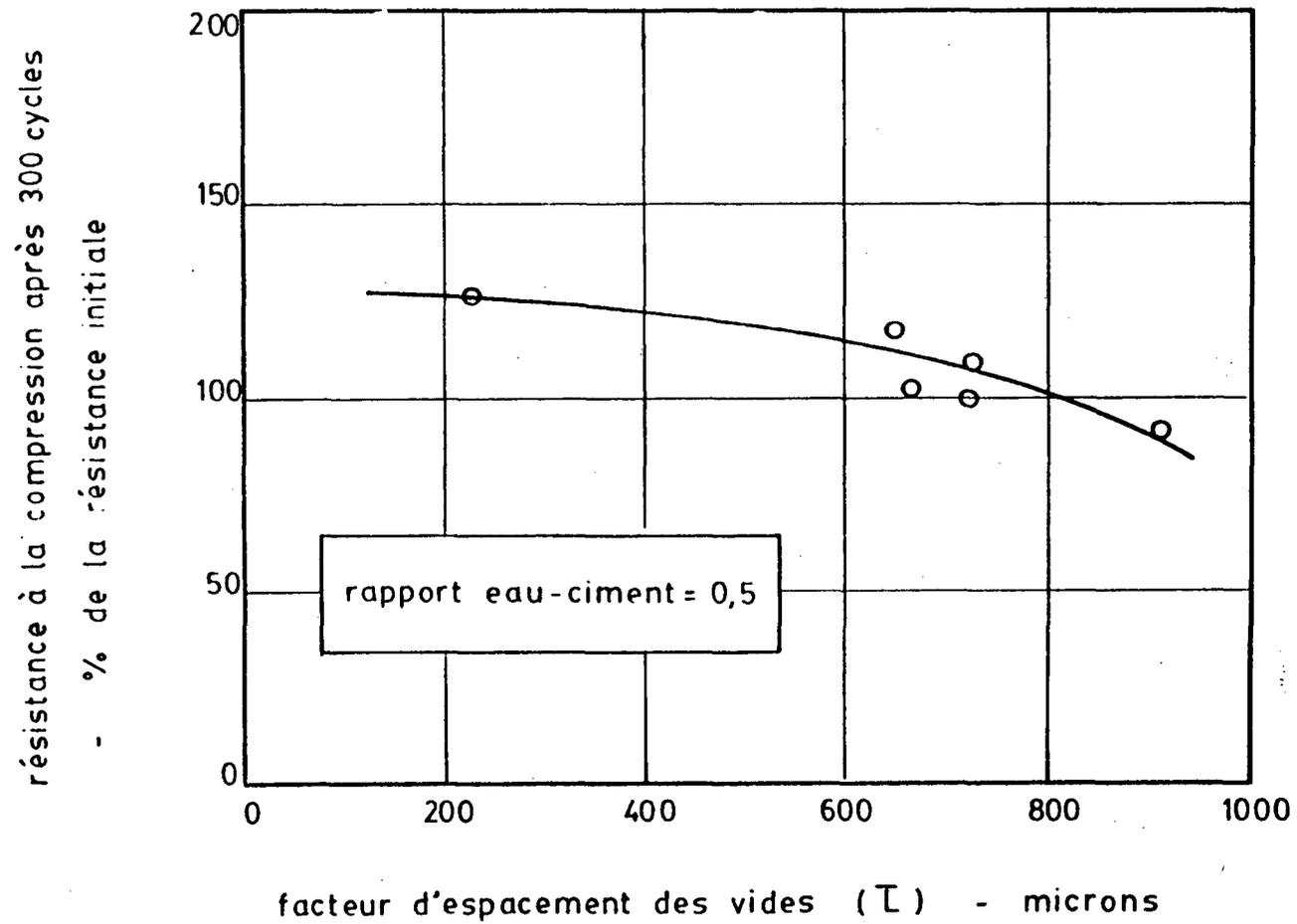


FIGURE 9.8 - Relation entre la résistance à la compression après 300 cycles et le facteur d'espacement des vides des mélanges de rapport eau-ciment 0,5.

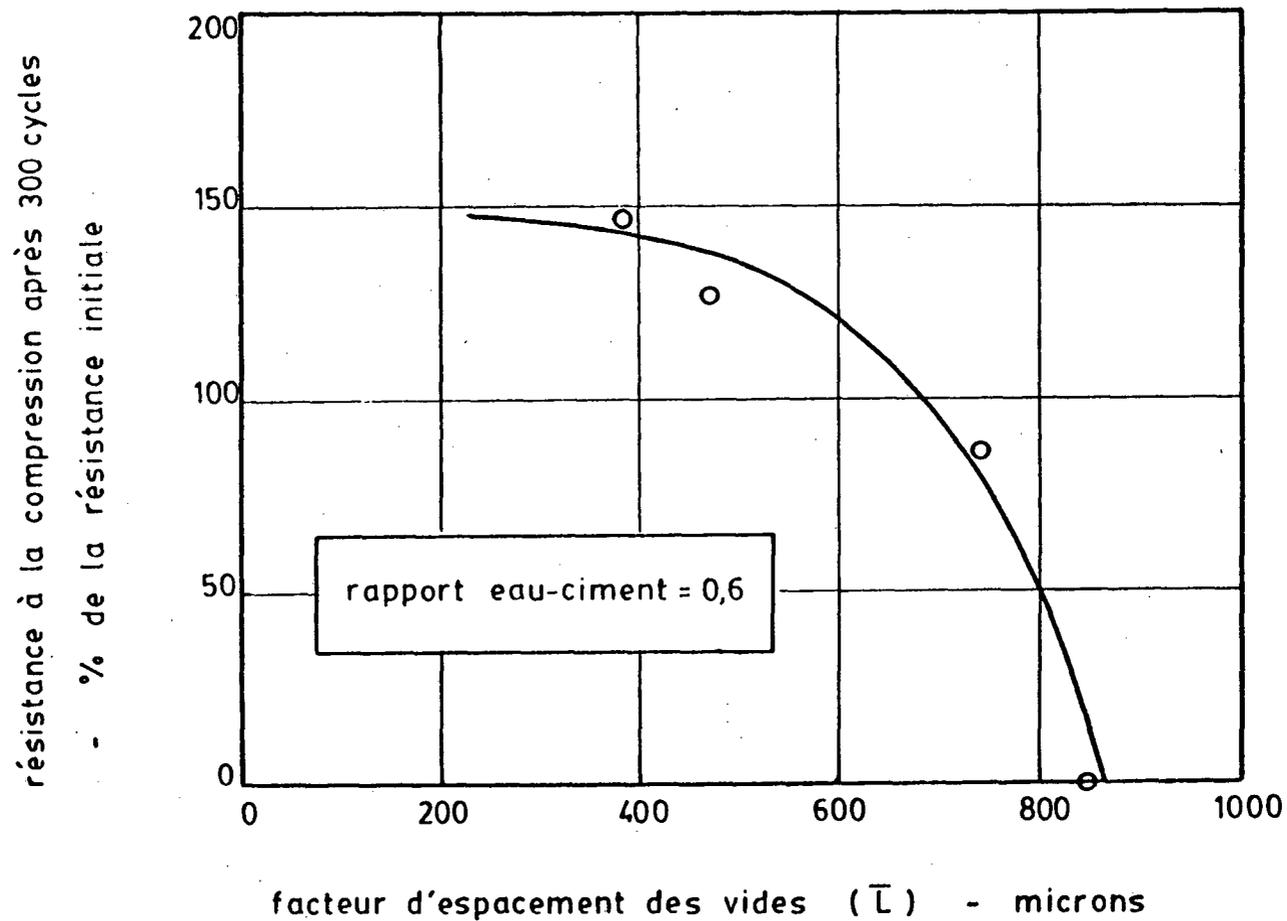


FIGURE 9.9 - Relation entre la résistance à la compression après 300 cycles et le facteur d'espacement des vides des mélanges de rapport eau-ciment 0,6.

que durant les deux cents autres cycles, le mûrissement supplémentaire des échantillons a compensé pour les dommages occasionnés par le gel.

En observant les figures 9.8 et 9.9 on voit que la résistance relative à 300 cycles diminue lorsque le facteur d'espacement augmente. La corrélation est cependant bien mauvaise. Il est intéressant de noter que les mélanges de rapport eau-ciment 0,6 sont plus sensibles que ceux de rapport eau-ciment 0,5 en ce qui a trait à la variation de la résistance due aux cycles. En effet, pour de faibles facteurs d'espacement, ils semblent gagner plus de résistance tandis que pour des facteurs d'espacement élevés, ils en perdent beaucoup plus.

Finalement, notons que parmi les mélanges S5, seul un mélange dont le facteur d'espacement est exceptionnellement élevé a vu sa résistance à 300 cycles tomber à une valeur moindre que sa résistance initiale.

## 9.5 Caractéristiques des vides

### 9.5.1 Compilation

La norme ASTM-C457-71<sup>(19)</sup> donne les équations nécessaires pour l'analyse des résultats de l'inspection microscopique. Les formules que nous employons diffèrent quelquefois de celles qui y sont mentionnées car le comptage de certains paramètres s'effectue d'une autre façon sur notre appareil. La valeur d'une des caractéristiques qui nous intéressent, en l'occurrence  $\bar{d}$ , ne peut être déduite directement par les formules de la norme. On ne trouve pas dans la norme les bases qui ont servi à établir les formules. Nous avons donc décidé de présenter en détail les calculs et d'inclure les hypothèses à la base des formules. Plusieurs explications proviennent d'un article de Powers<sup>(7)</sup>.

Les paramètres de départ sont, rappelons-le:

- $S_t$  : le nombre de pas effectués;
- $N$  : le nombre de vides d'air effectivement traversés;
- $S_v$  : le nombre d'arrêts coïncidant avec un vide d'air; et
- $S_p$  : le nombre d'arrêts coïncidant avec de la pâte.

Nous voulons en déduire les caractéristiques suivantes du système de vides:

- $A/p$  : le rapport air-pâte, en volume;  
 $\bar{d}$  : le diamètre moyen des vides;  
 $\alpha$  : la surface spécifique des vides;  
 $\bar{L}$  : le facteur d'espacement des vides; et  
 $A_c$  : le pourcentage d'air dans le mélange.

#### 9.5.1.1 Rapport air-pâte ( $A/p$ )

Cette valeur est approximativement égale au rapport  $S_v/S_p$ .

$$\frac{A}{p} = \frac{S_v}{S_p} \quad (9.13)$$

#### 9.5.1.2 Diamètre moyen des vides ( $\bar{d}$ )

Lors de cet essai, la longueur du segment traversant un vide d'air peut varier entre zéro et le diamètre réel de la bulle. On conçoit facilement que le rapport entre la valeur moyenne de cette longueur ( $\bar{L}$ ) et la valeur moyenne des diamètres effectifs des vides d'air sera le même que le rapport entre le volume d'une sphère de diamètre  $\bar{d}$  et le volume d'un cylindre dans lequel on pourrait circonscrire cette sphère. On peut donc déduire  $\bar{d}$  de la valeur de  $\bar{L}$ .

$$\frac{\bar{L}}{\bar{d}} = \frac{\frac{\pi \bar{d}^3}{6}}{\bar{d} \left( \frac{\pi \bar{d}^2}{4} \right)} = \frac{2}{3}$$

$$\bar{d} = \frac{3}{2} \bar{L} \quad (9.14)$$

Si on appelle  $I$  la longueur d'un pas, on peut assumer que la longueur totale de pâte qui a été traversée est approximativement égale à:

$$T_p = S_p I \quad (9.15)$$

Le nombre de vides par unité de longueur de pâte est:

$$n_p = \frac{N}{T_p} = \frac{N}{S_p I} . \quad (9.16)$$

Puisque l'on connaît le rapport linéaire air-pâte,  $\bar{L}$  devient simplement:

$$\bar{L} = \frac{(A/p)}{n_p} = \left( \frac{S_v}{S_p} \right) \left( \frac{1}{\frac{N}{S_p I}} \right)$$

$$\bar{L} = \frac{S_v I}{N} \quad (9.17)$$

On obtient  $\bar{d}$  en combinant les équations (9.14) et (9.17).

$$\bar{d} = \frac{3}{2} \frac{S_v I}{N} \quad (9.18)$$

#### 9.5.1.3 Surface spécifique des vides ( $\alpha$ )

$\alpha$  est la surface spécifique d'un vide de dimension moyenne, et non pas la surface spécifique moyenne des vides. Pour un vide sphérique de diamètre  $\bar{d}$ , on trouve:

$$\alpha = \frac{\pi \bar{d}^2}{\frac{\pi \bar{d}^3}{6}} = \frac{6}{\bar{d}} . \quad (9.19)$$

En combinant les équations (9.18) et (9.19) on obtient l'expression suivante pour la surface spécifique:

$$\alpha = \frac{4N}{S_v I} . \quad (9.20)$$

#### 9.5.1.4 Facteur d'espacement des vides ( $\bar{L}$ )

Le facteur d'espacement des vides peut être défini de deux façons différentes. Il demeure toujours relié à la demi-distance séparant les parois des vides les unes des autres.

Une première définition considère  $\bar{L}$  comme étant le volume de pâte par unité de surface des vides.

$$\bar{L} = \frac{p}{\alpha A} = \frac{1}{\alpha} \frac{1}{(A/p)} \quad (9.21)$$

Si on combine les équations (9.13) et (9.20) à l'expression (9.21), on obtient:

$$\bar{L} = \left( \frac{S_p}{S_v} \right) \left( \frac{S_v I}{4N} \right),$$

$$\bar{L} = \frac{S_p I}{4N}. \quad (9.22)$$

Pour bien comprendre la seconde définition de  $\bar{L}$ , imaginons un système hypothétique constitué de vides sphériques tous d'égale dimension. On appellera  $r_h$  le rayon de ces sphères.

$$r_h = \frac{\bar{d}}{2} = \frac{3}{4} \bar{L} = \frac{3}{4} \frac{S_v I}{N} = \frac{3}{\alpha} \quad (9.23)$$

Considérons que chaque vide hypothétique est au centre d'un cube de dimension telle que la somme des volumes de tous les cubes est égale à la somme des volumes réels de la pâte et de l'air du mélange. On peut dès lors définir le "rayon d'influence des vides" comme étant le rayon de sphères telles que ces dernières circonscrivent les cubes et s'intersectent aux coins des cubes. Ce rayon d'influence sera donc égal à la demi-diagonale d'un cube. Le facteur d'espacement des vides sera simplement égal à la différence entre le rayon d'influence d'une sphère et le rayon de la même sphère:

$$\bar{L} = r_m - r_h. \quad (9.24)$$

Par définition, le volume d'un cube est donné par l'expression suivante:

$$\frac{p + A}{n},$$

où

$$n = \frac{A}{\frac{4}{3} \pi r_h^3} = \frac{A}{\frac{4}{3} \pi \left(\frac{3}{\alpha}\right)^3} = \frac{\alpha^3 A}{36 \pi} . \quad (9.25)$$

Le rayon d'influence est relié au volume d'un cube par l'expression qui suit:

$$r_m = \frac{\sqrt{3}}{2} \left(\frac{p+A}{n}\right)^{1/3} . \quad (9.26)$$

Des équations (9.24) et (9.26) on déduit:

$$\bar{L} = \frac{\sqrt{3}}{2} \left(\frac{p+A}{n}\right)^{1/3} - r_h . \quad (9.27)$$

Finalement, en substituant les valeurs de  $n$  et de  $r_h$ , on obtient:

$$\bar{L} = \frac{\sqrt{3}}{2} \left(\frac{(p+A) 36 \pi}{\alpha^3 A}\right)^{1/3} - \frac{3}{\alpha} ;$$

ou

$$\bar{L} = \frac{3}{\alpha} \left[1,4(p/A + 1)^{1/3} - 1\right] . \quad (9.28)$$

Lorsque le rapport  $p/A$  est égal à 4,33, les valeurs du facteur d'espacement des vides sont les mêmes qu'on utilise l'équation (9.21) ou l'équation (9.28). S'il est supérieur à 4,33, l'expression (9.28) donne la plus faible valeur, et vice versa. Comme nos hypothèses de base conduisent nécessairement au calcul de valeurs supérieures à la réalité, on prendra toujours l'équation donnant la valeur minimum. Donc, en définitive:

$$\bar{L} = \frac{p}{\alpha A} = \frac{S_p I}{4N} \quad \text{si} \quad p/A \leq 4,33$$

et

$$\bar{L} = \frac{3}{\alpha} \left[1,4(p/A + 1)^{1/3} - 1\right] \quad \text{si} \quad p/A \geq 4,33 .$$

C'est ce que l'on retrouve à la norme ASTM-C457-71.

#### 9.5.1.5 Pourcentage d'air dans le mélange ( $A_c$ )

Lorsque l'on n'a pas d'information sur la composition exacte du mélange, on peut utiliser l'expression (9.29).

$$A_c = \frac{100 S_v}{S_t} \quad (9.29)$$

Si la composition du mélange est connue, il est préférable d'employer l'équation (9.30). C'est d'ailleurs cette valeur que nous retenons pour nos essais.

$$A_c = \frac{100 S_v / S_p}{S_v / S_p + 1/p'} \quad (9.30)$$

Dans cette expression,

$$p' = \frac{e + c}{e + c + g} \quad (9.31)$$

où  $e$ ,  $c$ , et  $g$  sont les volumes respectifs d'eau, de ciment et de granulats composant le mélange.

#### 9.5.2 Commentaires

On retrouve au tableau 9.5 les valeurs calculées des caractéristiques des vides de nos mélanges. La valeur du pourcentage d'air mesuré au pressiomètre a été incorporée pour fins de comparaison.

En général, il y a une bonne concordance entre la mesure de la teneur en air effectuée avec l'appareil pressiométrique et la teneur en air déterminée à partir des résultats de l'inspection microscopique. Presqu'invariablement, toutefois, le pourcentage d'air déterminé sur le béton durci est légèrement supérieur à celui mesuré sur le béton plastique.

La dimension moyenne des vides des bétons sans air entraîné (seul S5-225 possède de l'air entraîné) est de l'ordre de 600  $\mu\text{m}$ , ce qui est supérieur à ce que rapportaient Paillère et Gonzalez (voir section 4.1). L'emploi d'air entraîné dans le mélange S5-225 lui confère une

MÉLANGE	POURCENTAGE D'AIR - $A_c$		A/p	$\bar{d}$ ( $\mu\text{m}$ )	$\alpha$ ( $\text{cm}^{-1}$ )	$\bar{L}$ ( $\mu\text{m}$ )
	BÉTON PLASTIQUE (%)	BÉTON DURCI (%)				
S5-225	5,5	5,8	0,22	302	200	225
S5-651	1,9	2,1	0,07	524	115	651
S5-666	1,1	1,7	0,06	495	121	666
S5-725	0,7	1,8	0,06	552	109	725
S5-727	1,1	2,6	0,09	654	92	727
S5-909	0,8	1,9	0,06	705	85	909
S6-383	3,2	5,2	0,21	504	119	383
S6-470	4,5	3,9	0,15	534	113	470
S6-742	2,2	3,0	0,12	749	80	742
S6-844	0,85	3,1	0,08	725	83	844

TABLEAU 9.5 - Caractéristiques des vides des mélanges.

dimension moyenne des vides de 302  $\mu\text{m}$ , ce qui équivaut à la valeur mentionnée par Paillère et Gonzalez.

On constate que le facteur d'espacement n'est pas relié directement à la teneur en air, mais plutôt au rapport air-pâte et à la surface spécifique. D'ailleurs, le facteur d'espacement peut être défini comme l'inverse du produit du rapport air-pâte par la surface spécifique (équation (9.21)).

La surface spécifique moyenne de nos bétons usuels sans air entraîné est d'environ 100  $\mu\text{m}$ , ce qui est inférieur aux valeurs citées au chapitre 4. Aucun de ces bétons ne rencontre les exigences habituelles de 250  $\mu\text{m}$  pour le facteur d'espacement et de 250  $\text{cm}^{-1}$  pour la surface spécifique. Même le mélange S5-225, selon ces exigences, serait considéré comme "critique". Il apparaît donc qu'il soit très difficile (sinon impossible) de produire un mélange satisfaisant ces exigences sans avoir recours à l'emploi d'air entraîné.

On aperçoit, aux figures 9.10, 9.11, 9.12 et 9.13, la structure de la pâte de ciment de quatre de nos mélanges. Le système de vides du mélange S6-383 ressemble beaucoup à celui du mélange S5-225, même s'il ne contient pas d'air entraîné. Les vides d'air de très petite dimension sont presque inexistants dans les mélanges S5-909 et S6-844. On se rappellera que ces derniers ont été mis en place avec une vibration prolongée.

Il est important de souligner que, comme on peut le voir clairement sur ces photographies, les vides d'air ne sont pas entourés de pâte pure, comme le supposent certains modèles théoriques, mais plutôt de mortier. En effet, les vides sont séparés les uns des autres non pas par de la pâte, mais par de la pâte et des particules fines qui sont de dimensions équivalentes aux leurs. Cela a sûrement une influence sur les mécanismes de détérioration puisque ces particules offrent des obstacles à l'eau qui voyage dans la pâte de ciment lors du gel.

(25X)

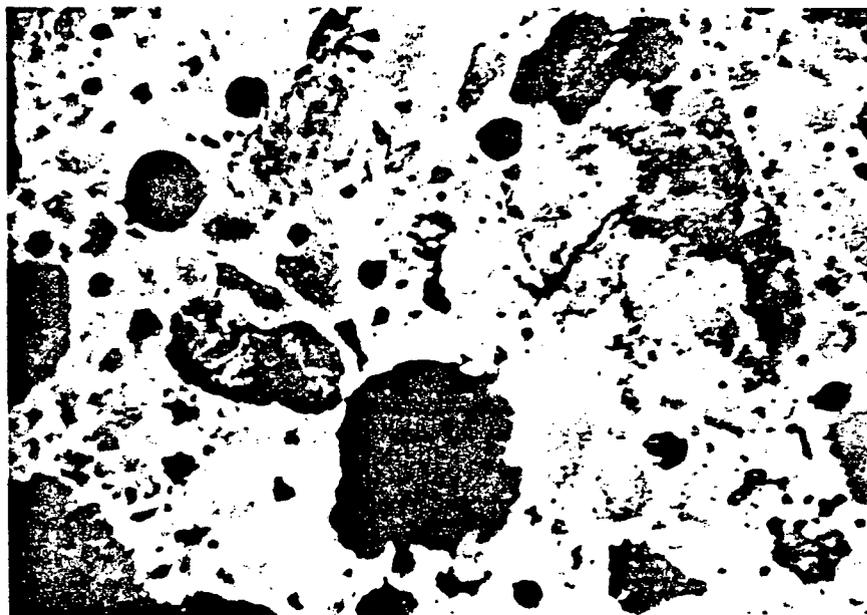


FIGURE 9.10 - Vue au microscope de la structure de la pâte de ciment du mélange S5-225.

(25X)



FIGURE 9.11 - Vue au microscope de la structure de la pâte de ciment du mélange S5-909.

(25X)



FIGURE 9.12 - Vue au microscope de la structure de la pâte de ciment du mélange S6-383.

(25X)



FIGURE 9.13 - Vue au microscope de la structure de la pâte de ciment du mélange S6-844.

## CHAPITRE 10

### INTERPRÉTATION DES RÉSULTATS

Dans ce dernier chapitre, nous donnons une interprétation de nos résultats pris globalement. Nous faisons souvent appel aux théories ou affirmations contenues dans la première partie du travail. On y trouve par ailleurs une discussion sur la notion de facteur d'espacement critique, les détails de l'élaboration d'un coefficient de durabilité facile à déterminer, et finalement une synthèse de ce que nous avons retenu de nos recherches théoriques et expérimentales ainsi que les conclusions générales que nous pouvons en tirer.

#### 10.1 Facteurs influençant les caractéristiques des vides

C'est en nous basant principalement sur les détails qui apparaissent aux tableaux 7.8 et 9.5 que nous allons discuter des facteurs qui, selon nos résultats, affectent l'une ou l'autre des caractéristiques des vides.

##### 10.1.1 Granulométrie

Comme mentionné à la section 7.1.2 et conformément à la littérature résumée à la section 4.2.3, les mélanges constitués des granulométries G-75 et G-15-315 auraient dû, toute autre chose étant égale, entraîner moins d'air que les mélanges fabriqués avec les granulométries G-76 et G-30-315. On croit en effet que plus la proportion de particules fines retenues sur le tamis de 315  $\mu\text{m}$  est importante, plus il y a d'air entraîné dans le mélange, même naturellement. Ainsi, les mélanges S6-383, S5-727 et S5-909 auraient dû entraîner moins d'air que les mélanges S6-470, S5-666 et S5-725, respectivement. Or, ce ne fut pas le cas, puisqu'ils ont plutôt un pourcentage d'air à peu près équivalent (voir tableau 10.1).

MÉLANGE	GRANULOMÉTRIE	A <sub>c</sub> (BÉTON PLASTIQUE) (%)	A <sub>c</sub> (BÉTON DURCI) (%)	A/p	$\bar{d}$ ( $\mu\text{m}$ )	$\alpha$ ( $\text{cm}^{-1}$ )	$\bar{L}$ ( $\mu\text{m}$ )
S6-383	G-75	3,2	5,2	0,21	504	119	383
S6-470	G-76	4,5	3,9	0,15	534	113	470
S5-909	G-15-315	0,8	1,9	0,06	705	85	909
S5-725	G-30-315	0,7	1,8	0,06	552	109	725
S5-727	G-15-315	1,1	2,6	0,09	654	92	727
S5-666	G-30-315	1,1	1,7	0,06	495	121	666

TABLEAU 10.1 - Influence de la granulométrie sur les caractéristiques des vides d'air.

MÉLANGE	AJOUT DES INGRÉDIENTS	A <sub>c</sub> (BÉTON PLASTIQUE) (%)	A <sub>c</sub> (BÉTON DURCI) (%)	A/p	$\bar{d}$ ( $\mu\text{m}$ )	$\alpha$ ( $\text{cm}^{-1}$ )	$\bar{L}$ ( $\mu\text{m}$ )
S5-666	(C+E)+G	1,1	1,7	0,06	495	121	666
S5-725	(C+G)+E	0,7	1,8	0,06	552	109	725
S5-727	(C+E)+G	1,1	2,6	0,09	654	92	727
S5-909	(C+G)+E	0,8	1,9	0,06	705	85	909

TABLEAU 10.2 - Influence de l'ajout des ingrédients sur les caractéristiques des vides d'air.

Les autres caractéristiques semblent par ailleurs n'être influencées en aucune façon.

Nous ne pouvons donc pas tirer de conclusions sur l'influence de la granulométrie, d'autant plus que nous avons découvert que les grilles de notre tamiseur servant au tamisage des granulats fins étaient partiellement colmatées lors du tamisage de nos granulats. Par conséquent, chaque fraction des particules fines contenait un pourcentage appréciable de particules de dimension inférieure à la dimension nominale et les granulométries décrites au tableau 7.7 ne sont pas exactes.

#### 10.1.2 Ajout des ingrédients

Toujours en se référant au tableau 7.8, on constate que les mélanges S5-666 et S5-727 diffèrent des mélanges S5-725 et S5-909, respectivement, par l'ordre dans lequel les ingrédients furent ajoutés lors du malaxage. Dans le premier cas, les granulats étaient ajoutés à la pâte de ciment, tandis que dans le second cas, le ciment et les granulats étaient mélangés à sec avant que l'on incorpore l'eau. On réalise, en examinant le tableau 10.2, que les systèmes de vides qui en découlent diffèrent très peu, bien qu'il soit permis de penser que la seconde méthode donne légèrement moins d'air, une dimension moyenne et un facteur d'espacement des vides plus élevés, et une surface spécifique moins grande. Il serait donc peut-être recommandable de toujours ajouter les granulats à une pâte déjà malaxée pour obtenir un système de vides aux meilleures caractéristiques.

#### 10.1.3 Vibration

On peut se rendre compte, en examinant le tableau 7.8 que pour un même rapport eau-ciment, le facteur d'espacement est d'autant plus élevé que la vibration dure longtemps. En regardant de près le tableau 9.5, on réalise en plus que le pourcentage d'air et le rapport air-pâte sont généralement diminués par une longue vibration. Pourtant, la dimension moyenne des vides diminue peu. Il est donc permis de croire que non seulement les gros vides se sont échappés, mais aussi que les petits vides en ont formé de plus gros en s'agglomérant. Le phénomène de sectionnement des gros vides signalé par Mielenz et al.<sup>(11)</sup> (voir section 4.2.5)

ne semble pas avoir eu lieu, ce qui explique que le facteur d'espacement a augmenté. Il faut donc éviter une vibration trop prolongée (du moins lorsque la fréquence est de 60 cycles, comme dans notre cas).

#### 10.1.4 Commentaires

Etant donné le grand nombre de variables (rapport eau-ciment, méthode de malaxage, vibration, granulométrie) que nous voulions étudier, et le nombre relativement restreint de mélanges qui furent confectionnés, il ne faut pas accorder une trop grande importance aux phénomènes mentionnés aux sections 10.1.1, 10.1.2 et 10.1.3.

#### 10.2 Effet du prégel

Il semble évident que la période de gel initial (pré-gel), pour les températures et durées que nous avons considérées, n'affecte pas le comportement ultérieur des bétons soumis à des cycles lents de gel-dégel. Nous considérons le pré-gel comme un cycle supplémentaire où la température minimum aurait été maintenue plus longtemps. Comme il n'en résulte pas une plus grande détérioration, il est permis de croire qu'aucun mécanisme additionnel au mécanisme de détérioration qui a lieu pour les cycles lents n'est attribuable au pré-gel. Il subsiste tout de même un doute sur l'influence qu'aurait pu avoir le pré-gel le plus sévère si on avait continué à faire cycloser les spécimens jusqu'à 300 cycles. Il ne faut pas oublier qu'avant 100 cycles, souvent, des mélanges dont la détérioration est pourtant bien différente à 300 cycles ne montraient de différence importante à aucun point de vue. Cela est surtout vrai pour les mélanges de rapport eau-ciment 0,5 que nous avons étudiés lors de nos essais.

#### 10.3 Valeurs limites des caractéristiques des vides

Encore aujourd'hui, principalement pour des raisons de commodité, les codes prescrivent un pourcentage d'air minimum très élevé lorsqu'un béton doit subir des conditions rigoureuses d'exposition au froid. Cela, malheureusement, diminue inutilement la résistance dans bien des cas. On sait que certains organismes, ou certaines autorités, recommandent plutôt des limites du facteur d'espacement et quelquefois de la surface

spécifique des vides. C'est en se basant sur ses propres études théoriques et sur les résultats d'essais en vigueur à l'époque que Powers, entre autres, a conseillé d'utiliser un facteur d'espacement inférieur à 250  $\mu\text{m}$ .

Face aux détériorations peu élevées que nous avons obtenues avec des bétons dont le facteur d'espacement est généralement beaucoup plus grand que la limite recommandée, et face à la nette distinction qu'il y a entre des mélanges de rapports eau-ciment différents, il est clair que le facteur d'espacement limite est fonction du taux de refroidissement et du rapport eau-ciment. Comme la théorie de Powers tient compte de ces deux facteurs, nous allons tenter de l'appliquer à nos mélanges pour voir si nos résultats sont conformes à ceux qu'elle prédit.

### 10.3.1 Détermination des facteurs d'espacement maxima selon la théorie de Powers<sup>(7)</sup>

On se rappellera (voir section 5.3.1) que Powers a défini  $L$  comme étant la distance entre un point quelconque de la pâte de ciment et la paroi du vide qui en est le plus rapproché. Il a calculé une valeur particulière de  $L$  qui ne doit pas être dépassée pour assurer la protection de la pâte contre une condition de gel particulière et l'a dénotée  $L_{\text{max}}$ . Il trouva que:

$$\phi(L_{\text{max}}) = 1775 \frac{Z}{R} \text{ (cm}^2\text{)} \quad (5.14)$$

et on se rappellera que plus généralement:

$$\phi(L) = \frac{L^3}{r_b} + \frac{3L^2}{2} \text{ (cm}^2\text{)} \quad (5.11)$$

On se rappellera aussi que  $r_b$  est le rayon d'une bulle d'air,  $R$  le taux de refroidissement, et  $Z$  un paramètre caractéristique de la pâte de ciment. Powers a trouvé que pour un ciment donné, le paramètre  $Z$  était principalement fonction du degré d'hydratation. Ce dernier peut s'exprimer par l'expression  $\Delta V_b / \omega_0$ , où  $\Delta V_b$  est l'accroissement du volume des produits solides dû à l'hydratation, et  $\omega_0$  l'eau disponible au total, initialement. On trouve à la figure 10.1 une relation entre

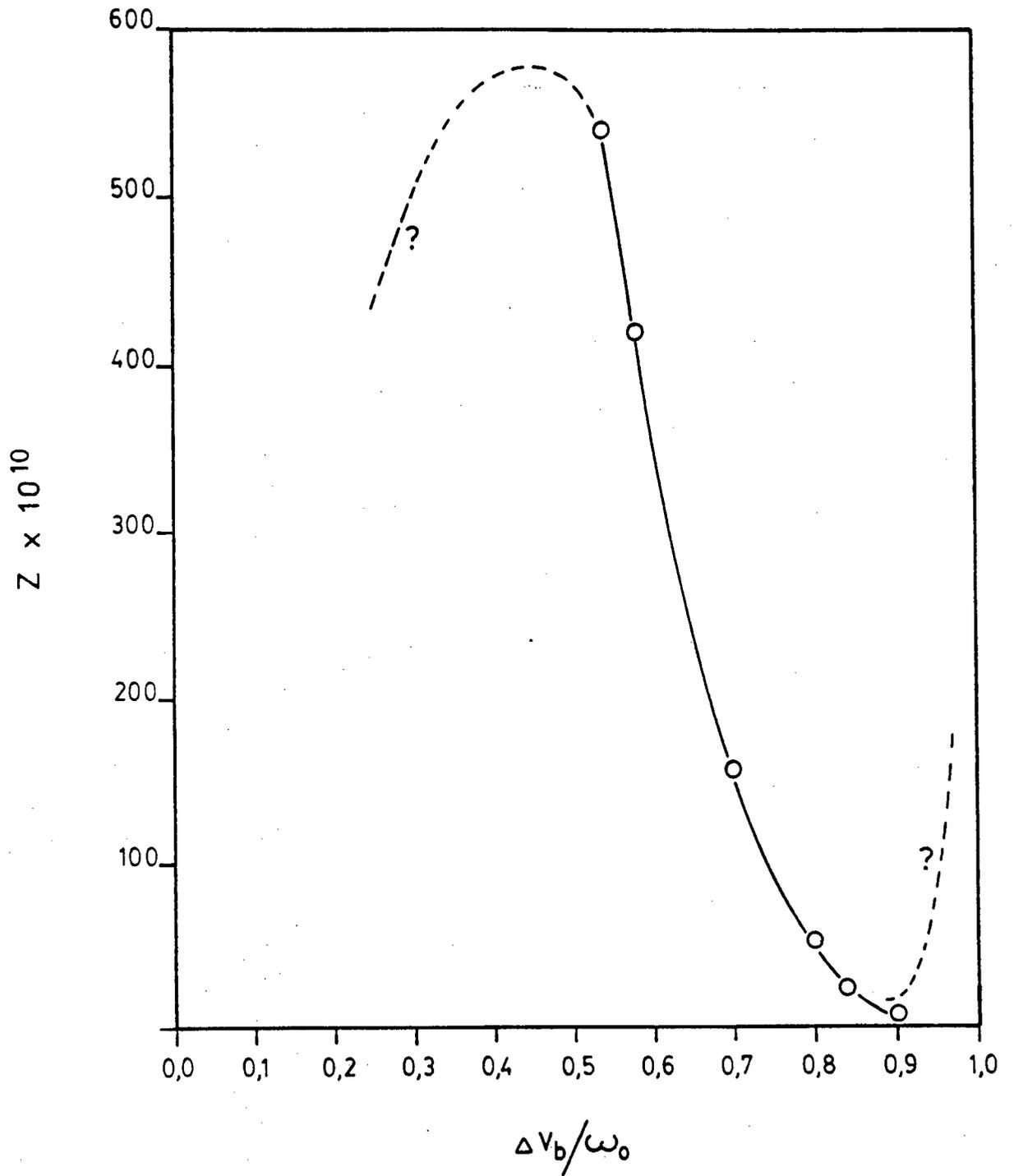


FIGURE 19. Relation établie par Powers<sup>(7)</sup> entre le degré d'hydratation  $\Delta v_b / \omega_0$  et le paramètre  $Z$  pour le chlorure de polyvinyle.

Z et  $\Delta V_b/\omega_o$  pour un ciment particulier qu'a étudié Powers. Ce ciment a une composition très semblable à celle du ciment que nous avons utilisé. Ses compositions chimiques et minéralogiques apparaissent au tableau 10.3. Sa finesse est de 3400 cm<sup>2</sup>/gr comparativement à 3314 cm<sup>2</sup>/gr pour notre ciment.

En évaluant la valeur de  $\Delta V_b/\omega_o$  pour notre ciment, et en assumant qu'il a un comportement identique à celui de Powers, nous pourrions trouver les espacements maxima prédits par sa théorie.

Par définition,  $\Delta V_b/\omega_o$  peut s'exprimer de la façon suivante:

$$\frac{\Delta V_b}{\omega_o} = \frac{1,14(c v_c \alpha_c)}{\omega_o}, \quad (10.1)$$

où  $c$  = le poids de ciment (gr);  
 $v_c$  = le volume massique du ciment (ml/gr);  
 $\alpha_c$  = le pourcentage du ciment qui a hydraté; et  
 $\omega_o$  = le volume d'eau (ml).

Le coefficient 1,14 signifie que la somme des produits solides de l'hydratation et de l'eau de gel occupe un volume égal à 2,14 fois le volume de ciment qui a hydraté<sup>(3)</sup>. En substituant  $v_c$  par sa valeur ( $v_c = 0,317^{(3)}$ ) l'expression de  $\Delta V_b/\omega_o$  peut être réduite à une expression plus commode:

$$\frac{\Delta V_b}{\omega_o} = \frac{0,362 \alpha_c}{\omega_o/c}. \quad (10.2)$$

La valeur de  $\omega_o/c$  n'est nulle autre que le rapport eau-ciment que nous corrigerons pour tenir compte du saignement observé à la suite d'une longue vibration. Nous assumerons arbitrairement une perte de 5% d'eau dans les mélanges S5 et de 7% dans les mélanges S6.

SILICE (SiO <sub>2</sub> )	20,85%
ALUMINE (Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	6,44%
OXYDE DE FER (Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	2,20%
CHAUX (CaO)	63,96%
MAGNÉSIE (MgO)	2,50%
ANHYDRIDE SULFURIQUE (SO <sub>3</sub> )	2,36%
ALCALIS: - (Na <sub>2</sub> O)	0,17%
- (K <sub>2</sub> O)	0,16%
INSOLUBLES	0,19%
CHAUX LIBRE	0,93%
PERTE AU FEU	0,92%
COMPOSITION MINÉRALOGIQUE	
- SILICATE TRICALCIQUE (C <sub>3</sub> S)	45,0%
- SILICATE BICALCIQUE (C <sub>2</sub> S)	27,7%
- ALUMINATE TRICALCIQUE (C <sub>3</sub> A)	13,4%
- FERRO-ALUMINATE TÉTRICALCIQUE (C <sub>4</sub> AF)	6,7%
- AUTRES	7,2%

TABLEAU 10.3 - Analyse chimique du ciment no 15754 étudié par Powers<sup>(1)</sup>.

Il nous faut maintenant évaluer  $\alpha_c$  pour nos bétons au moment où ils sont pour la première fois exposés au gel, c'est-à-dire après 7 jours de mûrissement. Selon Giertz-Hedstrom<sup>(33)</sup>, l'hydratation atteint une profondeur de 4  $\mu\text{m}$  après 28 jours, et de 8  $\mu\text{m}$  après un an. Lea<sup>(34)</sup> rapporte les résultats d'Andereg and Hubbel et de Butt qui ont évalué la profondeur d'hydratation à 7 jours pour chacun des composés minéralogiques du ciment. Ces résultats apparaissent au tableau 10.4. Si on prend la moyenne de leurs résultats et que l'on pondère en fonction des proportions réelles en composés minéralogiques de notre ciment, on obtient une moyenne de 4,1  $\mu\text{m}$  pour la profondeur d'hydratation à 7 jours. Il est donc raisonnable de considérer que l'hydratation atteint une profondeur d'approximativement 4  $\mu\text{m}$  après 7 jours de mûrissement. En nous basant sur les distributions granulométriques de notre ciment (voir tableau 7.3), nous avons calculé qu'une profondeur de 4  $\mu\text{m}$  d'hydratation représentait 79% du volume des particules de ciment. Nous adopterons donc 0,79 comme valeur d' $\alpha_c$ .

De l'équation (10.2) on obtient, pour un rapport eau-ciment 0,5:

$$\left(\frac{\Delta v_b}{\omega_o}\right)_{0,5} = \frac{0,362 (0,79)}{0,5 - 0,05 (0,5)} = 0,60 ;$$

et, pour un rapport eau-ciment 0,6:

$$\left(\frac{\Delta v_b}{\omega_o}\right)_{0,6} = \frac{0,362 (0,79)}{0,6 - 0,07 (0,6)} = 0,51 .$$

Les valeurs de  $Z$  peuvent désormais être déduites de la figure 10.1. On trouve, pour un rapport eau-ciment 0,5:

$$(Z)_{0,5} = 350 \times 10^{-10} ;$$

et, pour un rapport eau-ciment 0,6:

$$(Z)_{0,6} = 560 \times 10^{-10} .$$

COMPOSÉ MINÉRALOGIQUE	PROFONDEUR D'HYDRATATION À 7 JOURS ( $\mu\text{m}$ )		
	SELON ANDEREG AND HUBBEL	SELON BUTT	MOYENNE
$\text{C}_3\text{S}$	4,32	4,7	4,5
$\text{C}_2\text{S}$	0,62	0,9	0,8
$\text{C}_3\text{A}$	5,66	10,4	8,0
$\text{C}_4\text{A}\overline{\text{F}}$	-	8,0	8,0

TABLEAU 10.4 - Profondeurs d'hydratation des composés minéralogiques  
du ciment après 7 jours de mûrissement.  
(Lea<sup>(34)</sup>)

Pour nos cycles, R est égal à  $6,2 \times 10^{-4} \text{C/seconde}$ . D'après les résultats qui apparaissent au tableau 9.5, on peut assumer que  $r_b$  égale en moyenne  $269 \mu\text{m}$  pour les mélanges S5 et  $314 \mu\text{m}$  pour les mélanges S6. En substituant les valeurs appropriées dans les équations (5.14) et (5.11), nous obtenons comme valeur d'espacement à ne pas dépasser, pour les mélanges S5:

$$\phi \left( L_{\max_{0,5}} \right) = \frac{(1775)(350 \times 10^{-10})}{6,2 \times 10^{-4}} = 0,1002 \text{ cm}^2 ; \text{ et}$$

$$37,17 \left( L_{\max_{0,5}} \right)^3 + 1,5 \left( L_{\max_{0,5}} \right)^2 - 0,1002 = 0 ;$$

d'où:

$$L_{\max_{0,5}} = 0,1269 \text{ cm} = 1269 \mu\text{m} .$$

De la même façon, pour les mélanges S6, on trouve:

$$\phi \left( L_{\max_{0,6}} \right) = \frac{(1775)(560 \times 10^{-10})}{6,2 \times 10^{-4}} = 0,1603 \text{ cm}^2 ; \text{ et}$$

$$31,85 \left( L_{\max_{0,6}} \right)^3 + 1,5 \left( L_{\max_{0,6}} \right)^2 - 0,1603 = 0 ;$$

d'où:

$$L_{\max_{0,6}} = 0,1570 \text{ cm} = 1570 \mu\text{m} .$$

### 10.3.2 Facteurs d'espacement critiques expérimentaux

Nous allons maintenant, d'après nos résultats, tenter de déterminer un facteur d'espacement "critique" pour chaque rapport eau-ciment utilisé.

Pour la dilatation axiale, nous reprendrons un critère proposé par Nerenst<sup>(35)</sup> selon qui une dilatation de mille millièmes (après 300 cycles dans notre cas) entraîne une détérioration inacceptable du béton.

Nous considérerons comme critiques les facteurs d'espacement correspondant à une valeur de 100% du facteur de durabilité basé sur la perte de vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques et du rapport entre la résistance à la compression après 300 cycles et la résistance initiale. La valeur de 100% peut peut-être sembler élevée, mais il ne faut pas oublier qu'elle correspond à de la détérioration puisque nos spécimens ont mûri durant les cycles.

Nous trouvons au tableau 10.5 les valeurs critiques des facteurs d'espacement déterminés d'après nos résultats expérimentaux et selon les hypothèses précitées.

### 10.3.3 Comparaisons entre les facteurs d'espacement critiques théoriques et expérimentaux

La valeur du facteur d'espacement critique pour un rapport eau-ciment 0,6, déterminée selon nos hypothèses, est invariablement inférieure à celle déterminée pour un rapport 0,5. Les deux valeurs demeurent cependant du même ordre de grandeur et sont environ trois fois plus grandes que la valeur limite habituelle de 250  $\mu$ m basée sur la performance face à des cycles rapides.

Les facteurs d'espacement limites prédits par la théorie de Powers sont environ le double de nos facteurs critiques expérimentaux. Il ne faut cependant pas oublier que les facteurs d'espacement limites de Powers ( $L_{\max}$ ) sont des valeurs qui ne doivent être dépassées en aucun point de la pâte, tandis que nos facteurs d'espacement critiques ( $\bar{L}_{\text{critique}}$ ) sont représentatifs des valeurs moyennes d'espacement qui ne doivent pas être dépassées. Sous cet aspect, les résultats de la théorie de Powers semblent conformes aux résultats expérimentaux. Curieusement, cependant, la valeur théorique pour un rapport eau-ciment 0,5 est inférieure à la valeur théorique pour un rapport eau-ciment 0,6. Même si la différence entre les deux valeurs n'est pas énorme, cela signifie que, selon la théorie de Powers, la pâte de ciment de meilleure qualité serait la plus vulnérable au gel pour des cycles lents, ce qui entre totalement en contradiction avec nos résultats et avec ce qui est généralement accepté. On peut expliquer cet état de chose par les fondements de la théorie de

ESSAI	FACTEURS D'ESPACEMENT CRITIQUES	
	Rapport eau-ciment = 0,5	Rapport eau-ciment = 0,6
DILATATION AXIALE	850 $\mu\text{m}$	725 $\mu\text{m}$
VITESSE DE TRANSMISSION D'IMPULSIONS ULTRASONIQUES	750 $\mu\text{m}$	640 $\mu\text{m}$
RÉSISTANCE À LA COMPRESSION	800 $\mu\text{m}$	680 $\mu\text{m}$
MOYENNE	800 $\mu\text{m}$	680 $\mu\text{m}$

TABLEAU 10.5 - Facteurs d'espacement critiques basés sur les résultats expérimentaux.

Powers qui, en conformité avec la loi de Darcy, considère que les pressions hydrauliques sont plus élevées si la perméabilité de la pâte est faible. Nos résultats montrent donc que le mécanisme de génération de pressions hydrauliques par le gel de l'eau des pores capillaires ne décrit que partiellement le phénomène réel et donne des résultats qui ne reflètent pas parfaitement la réalité. D'autres mécanismes devraient être retenus pour établir une nouvelle théorie capable de prédire un facteur d'espacement limite.

Il est important de remarquer que la limite de 250  $\mu\text{m}$  (pour  $\bar{L}_{\text{critique}}$  et non  $L_{\text{max}}$ ) proposée à l'origine par Powers demeure encore aujourd'hui la valeur acceptée du facteur d'espacement critique quel que soit le rapport eau-ciment considéré. La raison est probablement que le critère de base est demeuré la durabilité face aux cycles rapides de gel-dégel et que les cycles rapides peuvent atténuer considérablement les différences entre les diverses qualités de pâtes de ciment. Pour des cycles lents, comme ceux que nous avons utilisés, il apparaît que le facteur d'espacement critique doit être plus élevé. En effet, non seulement nos résultats expérimentaux, mais aussi la théorie de Powers et plusieurs phénomènes mentionnés dans notre étude des mécanismes de détérioration, laissent entendre que le facteur d'espacement critique est fonction du taux de refroidissement. Si on calcule à nouveau l'espacement maximum permis ( $L_{\text{max}}$ ) par la théorie de Powers pour nos mélanges en considérant cette fois-ci un taux de refroidissement de 12°C/heure, ce qui équivaut au taux moyen recommandé par la norme C-666 de l'A.S.T.M. <sup>(19)</sup> pour les cycles rapides, on obtient comme résultats 681  $\mu\text{m}$  pour les mélanges de rapport eau-ciment 0,5 et 844  $\mu\text{m}$  pour les mélanges de rapport eau-ciment 0,6. On voit donc que selon la théorie de Powers le facteur d'espacement critique est très sensible au taux de refroidissement. On note aussi que la valeur de 250  $\mu\text{m}$  pour le facteur d'espacement (moyen) critique ( $\bar{L}_{\text{critique}}$ ) est parfaitement justifiée par nos calculs pour un taux de refroidissement élevé. On se rappellera que lors de notre étude des mécanismes de détérioration, nous avons mis en évidence le fait que lors du gel, l'eau doit voyager dans la pâte de ciment et se diriger vers les vides d'air où elle peut geler sans créer de bris. Si le taux de refroidissement est élevé, le risque est plus grand que l'eau en transit gèle avant de parvenir aux

vides. L'espacement des vides doit donc être plus faible ce qui permettra à l'eau d'atteindre plus rapidement et plus facilement les vides.

A la lumière de ces constatations et réflexions nous considérons que les valeurs critiques de facteurs d'espacement déterminés à la suite de nos expériences sont correctes pour un traitement de mûrissement, des rapports eau-ciment, et surtout un taux de refroidissement semblables à ceux que nous avons étudiés, et applicables pour des bétons ayant à subir des conditions semblables d'exposition (spécimens saturés dans l'eau, et non dans une saumure, et soumis à des cycles lents de gel-dégel). Etant donné que nos valeurs limites moyennes sont peu différentes, nous recommandons d'adopter une même valeur pour les deux rapports eau-ciment, soit 650  $\mu\text{m}$ , ce qui correspond grosso-modo à la valeur individuelle la plus faible (voir tableau 10.5) du facteur d'espacement critique expérimental. Le facteur limite de 250  $\mu\text{m}$  demeure à notre avis valable pour la majorité des mélanges lorsqu'ils ont à subir des cycles rapides de gel-dégel ou lorsqu'ils doivent être soumis à l'action des sels de déverglaçage. Powers a visé juste en reliant l'espacement des vides à la vitesse de refroidissement, et sous cet aspect, ses résultats corroborent les expériences pratiques. La principale faiblesse de sa théorie réside dans le fait qu'elle ne tient pas compte de façon réaliste de l'importance du rapport eau-ciment.

Le tableau 10.6 résume bien les discussions que nous venons de mener sur les facteurs d'espacement limites théoriques ( $L_{\text{max}}$ ) et sur les facteurs d'espacement critiques ( $\bar{L}_{\text{critique}}$ ).

Il n'existe pas, à notre connaissance, de théorie basée sur un autre mécanisme de détérioration que celui des pressions hydrauliques générées par le gel de l'eau des pores capillaires pour prédire une limite du facteur d'espacement des vides. Puisque l'on constate qu'il y a en fait plusieurs limites non seulement en fonction du taux de refroidissement, mais aussi en fonction des autres propriétés de la pâte, nous allons envisager une approche plus pratique. Plutôt que de tenter de prédire une valeur limite d'un paramètre unique, nous allons relier, sous la forme d'un coefficient, les principales caractéristiques des bétons à leur performance face aux cycles lents de gel-dégel. Nous allons pour cela définir

RAPPORT EAU-CIMENT	CYCLES RAPIDES ( $\approx 12^{\circ}\text{C/hre}$ )		CYCLES LENTS ( $\approx 2,2^{\circ}\text{C/hre}$ )		
	$L_{\text{max}}$ théorique ( $\mu\text{m}$ )	$\bar{L}_{\text{critique}}$ recommandé ( $\mu\text{m}$ )	$L_{\text{max}}$ théorique ( $\mu\text{m}$ )	$\bar{L}_{\text{critique}}$ expérimental ( $\mu\text{m}$ )	$\bar{L}_{\text{critique}}$ recommandé ( $\mu\text{m}$ )
0,5	681	250	1269	800	650
0,6	844	250	1570	680	650

TABLEAU 10.6 - Facteurs d'espacement limites théoriques et facteurs d'espacement critiques en fonction du rapport eau-ciment et du taux de refroidissement.

un coefficient semblable à celui de Schäfer (voir section 5.3.2). Un coefficient limite pourrait être évalué pour n'importe quel taux de refroidissement.

#### 10.4 Détermination d'un coefficient de durabilité

##### 10.4.1 Choix du coefficient

Schäfer a établi un coefficient de durabilité que Gjorv et al. (17) ont simplifié en lui donnant l'expression qui suit:

$$W' = \frac{A_{300} \sigma_u}{(p'/100)(E/C)^2}, \quad (5.16)$$

où  $A_{300}$  = la teneur en vides d'air de moins de 300  $\mu\text{m}$ ;

$\sigma_u$  = la résistance à la compression;

$p'$  = la proportion de pâte dans le mélange; et

$E/C$  = le rapport eau-ciment.

Ce coefficient est plus facile à déterminer que celui de Schäfer (voir équation (5.15)) mais il n'en demeure pas moins que l'évaluation du terme  $A_{300}$  nécessite des manipulations minutieuses et un appareillage relativement complexe dont peu de laboratoires sont équipés.

Nous avons donc modifié à nouveau le coefficient proposé par Gjorv et al. pour qu'une inspection microscopique conventionnelle (selon la norme C-457-71 de l'A.S.T.M. (19)) suffise à déterminer les caractéristiques des vides nécessaires à son évaluation. Sachant que la dimension moyenne des vides d'air est généralement de l'ordre de 300  $\mu\text{m}$  ou supérieure à 300  $\mu\text{m}$  (voir section 4.1 et tableau 9.5), on constate qu'une valeur faible de la dimension moyenne des vides (ou élevée de la surface spécifique) est un indice d'une proportion importante de vides de moins de 300  $\mu\text{m}$ . Nous remplaçons donc la proportion de vides de moins de 300  $\mu\text{m}$  ( $A_{300}/p'$ ) par le produit de la surface spécifique et du rapport air-pâte. Ce nouveau coefficient, que nous dénotons  $\tilde{N}$ , est peut-être moins fidèle, mais sûrement beaucoup plus facile à déterminer que ceux de Schäfer ou Gjorv et al.

Ainsi:

$$\tilde{N} = \left( \frac{\alpha}{100} \right) \left( \frac{A}{p} \right) \frac{\sigma_u}{(E/C)^2}, \quad (10.3)$$

où  $\alpha$  = la surface spécifique des vides ( $\text{cm}^{-1}$ );

$A/p$  = le rapport air-pâte (linéaire);

$\sigma_u$  = la résistance à la compression du béton (Mpa); et

$(E/C)$  = le rapport eau-ciment (massique).

#### 10.4.2 Calcul du coefficient de durabilité de nos mélanges

Notre coefficient de durabilité, tel que défini, aurait des unités de MPa/m. On ne doit cependant pas tenir compte des unités et on doit plutôt considérer ce coefficient comme un nombre adimensionnel. Au lieu d'attacher de l'importance à la valeur absolue des coefficients de nos mélanges, nous nous attarderons à leur valeur relative et verrons si nous pouvons établir des corrélations avec nos mesures de détérioration.

Le tableau 10.7 présente le détail du calcul des coefficients de durabilité de nos mélanges. Plus le coefficient est élevé, plus le mélange devrait être durable.

Remarquons que le produit de la surface spécifique et du rapport air-pâte est égal à l'inverse du facteur d'espacement des vides lorsque  $A/p$  est supérieur ou égal à 0,231 (voir section 9.5.1.4). C'est pourquoi les valeurs calculées des coefficients de durabilité sont plus ou moins inversement proportionnelles aux facteurs d'espacement.

#### 10.4.3 Corrélation avec les mesures de détérioration

Nous avons porté en graphique, pour tous nos mélanges, les valeurs provenant des trois principales mesures de la détérioration à 300 cycles en fonction du coefficient de durabilité. A la figure 10.2 apparaissent les résultats des mesures de dilatation axiale après 300 cycles, à la figure 10.3, les valeurs du facteur de durabilité basé sur la perte de vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques, et à la figure 10.4, les

MÉLANGE	SURFACE SPÉCIFIQUE $\alpha$ (cm <sup>-1</sup> )	RAPPORT AIR-PÂTE A/p	RÉSISTANCE À LA COMPRESSION* $\sigma_u$ (MPa)	RAPPORT EAU-CIMENT E/C	COEFFICIENT DE DURABILITÉ $\tilde{N}$
S5-225	200	0,216	33,2	0,5	57,4
S5-651	115	0,069	38,3	0,5	12,2
S5-666	121	0,058	43,3	0,5	12,2
S5-725	109	0,061	42,5	0,5	11,3
S5-727	92	0,089	38,4	0,5	12,6
S5-909	85	0,064	38,5	0,5	8,4
S6-383	119	0,207	23,6	0,6	10,1
S6-470	113	0,149	29,6	0,6	13,8
S6-742	80	0,115	31,6	0,6	8,1
S6-844	83	0,080	30,0	0,6	5,5

\* après un traitement de mûrissement standard de 7 jours en chambre humide et une période de séchage de 21 jours à l'air du laboratoire.

TABLEAU 10.7 - Détails du calcul du coefficient de durabilité ( $\tilde{N}$ ) de nos mélanges.

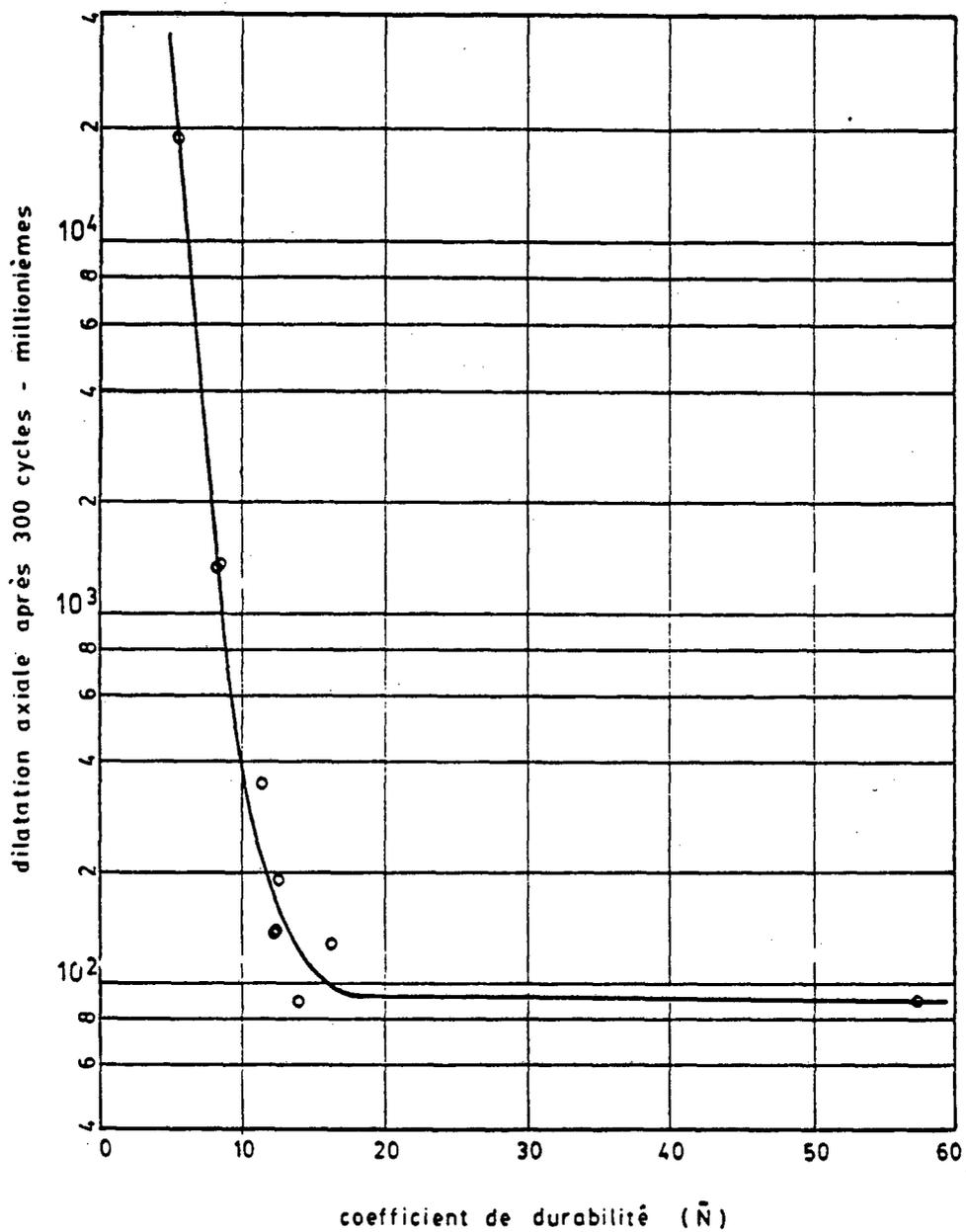


FIGURE 10.2 - Relation entre le coefficient de durabilité et la détérioration des mélanges exprimée par la dilatation axiale résiduelle après 300 cycles.

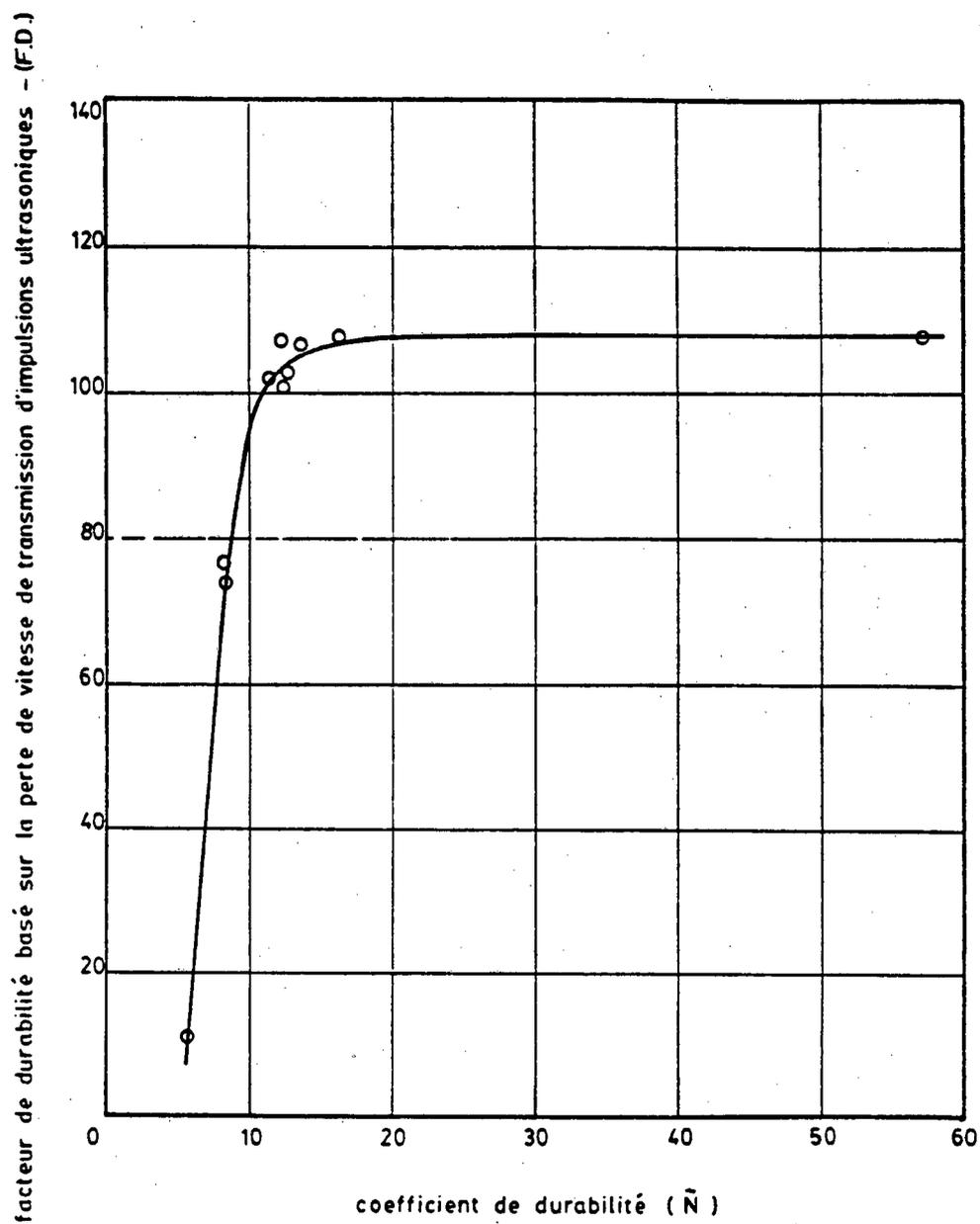


FIGURE 10.3 - Relation entre le coefficient de durabilité et la détérioration des mélanges exprimée par le facteur de durabilité basé sur la perte de vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques.

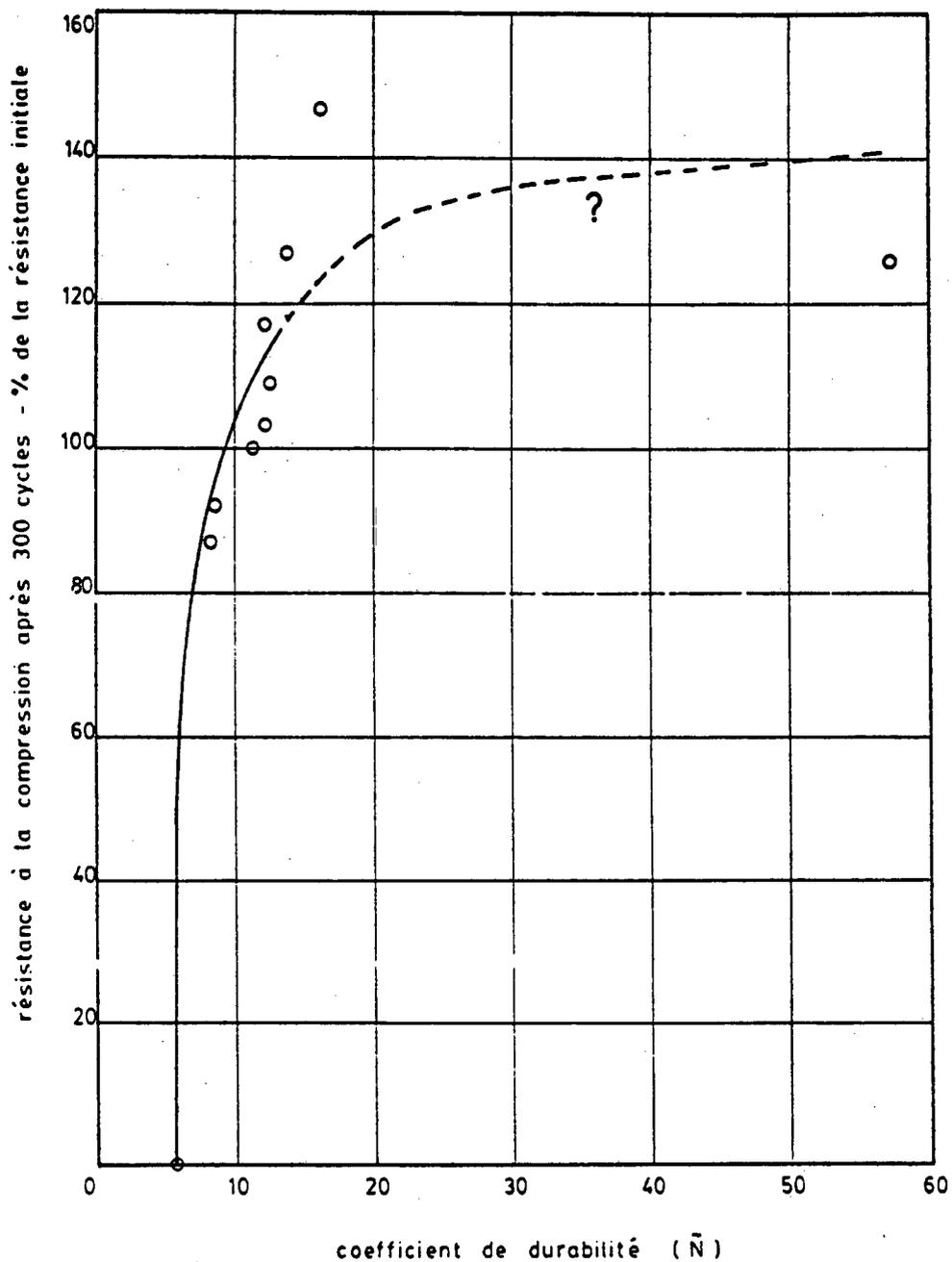


FIGURE 10.4 - Relation entre le coefficient de durabilité et la détérioration des mélanges exprimée par la résistance à la compression relative à 300 cycles.

valeurs de la résistance à la compression après 300 cycles exprimée en pourcentage de la résistance initiale. On constate que le coefficient de durabilité présente une excellente corrélation avec le facteur de durabilité, une très bonne corrélation avec la dilatation axiale, et une moins bonne corrélation avec la résistance à la compression, surtout pour des valeurs élevées du coefficient. Le coefficient de durabilité que nous avons défini offre donc un grand intérêt, d'autant plus que la durabilité est proportionnelle au coefficient jusqu'à un point "critique", après quoi elle semble devenir à peu près constante. Ainsi, on réalise que pour un coefficient de durabilité de 15 ou plus, on peut s'attendre à une grande durabilité. Si le coefficient se situe entre 10 et 15, ce qui est le cas pour la majorité de nos mélanges, on est dans une zone critique. S'il est inférieur à 10, la durabilité risque d'être très faible.

On notera que l'emploi d'air entraîné a fait augmenter considérablement la valeur du coefficient, sans toutefois apporter une beaucoup plus grande durabilité que l'air naturel des mélanges usuels qui se sont le mieux comportés.

#### 10.4.4 Commentaires

Même si à première vue, notre coefficient de durabilité semble présenter un excellent indice pour prédire la durabilité, il ne faut pas oublier que nos observations ne s'appuient que sur les résultats de dix mélanges constitués du même ciment et de granulats de la même provenance. De plus, nous ne disposons malheureusement pas de mélanges dont le coefficient de durabilité est situé entre 15 et 50, ce qui permettrait de confirmer l'existence d'une valeur critique.

Finalement, mentionnons que si on prend pour acquis que le coefficient de durabilité est un très bon indice de la durabilité, on constate que les mesures non-destructives de dilatation axiale et de vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques donnent une évaluation de la détérioration plus précise que les mesures de résistance à la compression. Ceci est en partie dû au fait que nos mélanges furent exposés aux cycles lents après seulement 7 jours de mûrissement et qu'un mûrissement supplémentaire a pu s'effectuer durant les cycles. On pouvait donc s'attendre

à diverses fluctuations de la résistance qui est très sensible à la fois au mûrissement et aux cycles de gel-dégel.

## 10.5 Synthèse et conclusions finales

### 10.5.1 Comportement des bétons usuels face aux cycles lents de gel-dégel

Les bétons usuels mûris 7 jours peuvent être affectés par les cycles lents de gel-dégel. On observe que la détérioration est interne, et se manifeste par l'apparition de microfissures. La dimension des fissures peut augmenter, mais il n'y a pas de désagrégation en surface comme dans le cas de spécimens soumis à des cycles rapides.

Le rapport eau-ciment joue un rôle primordial dans la performance des bétons face au gel. Plus le rapport eau-ciment est élevé, plus on peut s'attendre à une gamme étendue de détériorations pour un même rapport eau-ciment. Les mélanges de rapport eau-ciment élevé sont en moyenne beaucoup moins résistants que ceux de rapport eau-ciment faible.

Pour un même rapport eau-ciment, l'ampleur des détériorations dépend des caractéristiques des vides dont les plus significatives sont le facteur d'espacement, ou la surface spécifique et le rapport air-pâte.

La mesure de la détérioration qui a semblé être à la fois la plus sensible et la plus fidèle est la mesure de la vitesse de transmission d'impulsions ultrasoniques qui permet de calculer un facteur de durabilité semblable à celui préconisé par l'A.S.T.M. pour évaluer la détérioration des spécimens de béton soumis à des cycles rapides de gel-dégel. Ce facteur de durabilité est relié à la variation du module d'élasticité. Lemaire<sup>(25)</sup> avait pourtant trouvé que les cycles lents n'affectaient pas le module d'élasticité de ses bétons. Il ne faut pas oublier que ces derniers ne présentaient de toutes façons que de très faibles détériorations et avaient subi un mûrissement de 28 jours en chambre humide avant d'être soumis aux cycles. Comme la durée de la période de mûrissement est la seule chose qui distingue vraiment nos mélanges de ceux de Lemaire (Note 1),

Note 1: Lemaire a mesuré des facteurs d'espacement de 717 cm pour son mélange de rapport eau-ciment 0,5 et 410 cm pour son mélange de rapport eau-ciment 0,6<sup>(26)</sup>.

on réalise que cette donnée a une importance considérable sur le comportement des bétons. Nous avons estimé que 79% de notre ciment était hydraté après 7 jours de mûrissement. Si cette estimation est exacte, cela signifie que les toutes dernières portions de l'hydratation font augmenter considérablement la résistance aux cycles de gel-dégel pour des pâtes de rapport eau-ciment de cet ordre. Ce qui explique cela n'est pas la densification supplémentaire du matériau, mais plutôt le fait que le volume relatif des pores capillaires diminue grandement, ce qui réduit la quantité d'eau gelable.

La mesure de la dilatation axiale résiduelle est aussi un bon indice de la détérioration, mais les résultats présentent plus de dispersion que ceux donnés par le facteur de durabilité.

Finalement, soulignons que la mesure de la variation de la résistance à la compression est très sensible à la détérioration, mais semble très variable et peu fidèle parce qu'elle est aussi très sensible au mûrissement supplémentaire qui est possible durant les cycles. De plus, il est connu que des essais effectués sur des éprouvettes qui ont séché présentent une plus grande dispersion que des essais effectués sur des éprouvettes humides.

Rappelons ici qu'une période de gel initial soutenu (prégel) ne semble pas affecter de façon importante le comportement des bétons usuels face aux cycles lents de gel-dégel.

#### 10.5.2 Importance des caractéristiques des vides

L'air naturel contenu dans les bétons usuels sans air entraîné peut apporter une protection suffisante contre le gel pour nos cycles lents. L'emploi d'une très faible proportion d'air entraîné a donné un mélange aux caractéristiques passablement différentes de celles des autres mélanges. Ceci entre légèrement en contradiction avec Paillère et Gonzalez<sup>(12)</sup> qui laissaient entendre que l'air entraîné conduisait à des vides semblables aux vides naturels. Notre mélange contenant de l'air entraîné a toutefois eu un comportement semblable à celui de nos meilleurs bétons sans air entraîné.

Comme nous l'avons déjà mentionné, nos résultats montrent que les caractéristiques des vides les plus importantes pour la durabilité face au gel sont le facteur d'espacement, ou mieux encore le produit de la surface spécifique par le rapport air-pâte, lequel représente en quelque sorte l'inverse du facteur d'espacement. Nos résultats confirment donc ceux de Powers<sup>(7,15)</sup> et de Fears<sup>(24)</sup>.

Les limites usuelles de 250  $\mu\text{m}$  pour le facteur d'espacement et de 250  $\text{cm}^{-1}$  pour la surface spécifique sont trop strictes pour des conditions de gel semblables aux nôtres. On devrait plutôt adopter une valeur de l'ordre de 650  $\mu\text{m}$ . Il apparaît en fait, comme l'a mentionné Schäfer, que l'on ne devrait pas se limiter à une restriction sur uniquement une des caractéristiques des vides, mais plutôt sur un coefficient représentatif de toutes les propriétés importantes pour la résistance au gel. Un coefficient de ce genre, inspiré de celui proposé par Gjorv et al., a montré une très bonne corrélation avec les mesures de la durabilité que nous avons effectuées. Ainsi, on peut relier la durabilité à la surface spécifique, au rapport air-pâte, à la résistance à la compression et au rapport eau-ciment.

Le principal facteur susceptible de modifier les caractéristiques des vides semble être, parmi ceux que nous avons étudiés, la durée de la vibration. Contrairement à ce que certains peuvent penser, une vibration excessive ne fait pas qu'abaisser le pourcentage d'air total, mais conduit aussi à un facteur d'espacement plus élevé.

### 10.5.3 Mécanisme de détérioration

Nous émettons ici une hypothèse sur le mécanisme de détérioration en nous basant sur nos résultats et sur la vérification que nous avons faite de la théorie de Powers. Nous ne prétendons nullement avoir élucidé le problème, mais émettons plutôt une opinion fondée sur nos observations.

Nous avons remarqué que lors des tout premiers cycles, ou à la suite du gel initial des spécimens, la masse de ces derniers s'abaissait sensiblement à cause d'une perte d'humidité. Il y a donc diffusion de l'eau du système et redistribution de façon à permettre le gel de l'eau

dans les pores ou fissures de grande dimension, ou aux parois des spécimens. Lorsque l'équilibre est atteint pour la zone située près des parois, il n'y a plus d'abaissement de la masse.

La période suivante consiste généralement en la formation de très petites microfissures. Ces dernières sont causées principalement par la croissance de microcristaux de glace, plutôt que par les pressions hydrauliques engendrées par le gel de l'eau des pores capillaires. Il semblerait, après comparaison avec la théorie de Powers, que ce qui importe le plus n'est pas la perméabilité de la pâte, mais la quantité d'eau gelable qu'elle contient et le taux de refroidissement imposé. La formation de la glace ne causera pas de bris si elle peut avoir lieu dans un vide d'air, ce qui est favorisé par un faible espacement des vides.

Vient par la suite une période où la détérioration semble prendre un rythme accéléré. Les cycles ont causé une croissance des microfissures par fatigue, et les dimensions qu'ont atteint les fissures sont alors telles qu'elles peuvent absorber de l'eau en grande quantité par capillarité. Cette eau gèle facilement et cause une désagrégation des spécimens. On a constaté cette absorption d'eau lors de nos mesures de masse et, lorsqu'ils en ont eu le temps, certains spécimens se sont par la suite désagrégés.

En compte final, mentionnons qu'il est difficile d'expliquer la façon exacte par laquelle les vides d'air peuvent protéger la pâte. La principale explication est reliée à la théorie de Litvan qui veut que l'eau soit attirée vers les endroits où la pression de vapeur est minimum. Bien entendu, une multitude de vides d'air bien distribués attire facilement toute l'eau gelable et le gel de cette dernière ne peut alors créer de microfissures dans la pâte. Dans le cas des cycles lents, l'eau a plus de temps pour voyager et le risque que de la glace se forme avant d'atteindre les vides d'air est moins grand.

Mentionnons pour terminer que nous avons retenu de nos observations visuelles de la pâte de ciment que les systèmes hypothétiques de pâte de ciment pure dans laquelle on retrouve des vides d'air ne peuvent

représenter adéquatement la réalité. En effet, les vides ne sont pas dans la pâte, mais dans un genre de mortier composé de pâte et de nombreuses particules fines de l'ordre de grandeur des vides d'air eux-mêmes. Malgré cela, il faut souligner que la théorie de Powers réussit quand même à prédire le bon ordre de grandeur du facteur d'espacement limite pour un taux de refroidissement spécifique.

#### 10.5.4 Recommandations pratiques

Parmi toutes nos conclusions, nous pouvons dégager trois phénomènes dont les implications sont pratiques.

Le premier touche l'emploi de l'air entraîné. L'air naturel des bétons usuels peut souvent apporter une protection adéquate face aux cycles lents de gel-dégel. Ainsi, une très faible quantité d'air entraîné apportera une protection supplémentaire suffisante, comme ce fut le cas pour un de nos mélanges. Employer des pourcentages élevés d'air entraîné semble inutile, puisque cela pénalise d'autres propriétés, telles la résistance, et devrait être évité.

La seconde remarque concerne le traitement de mûrissement. Lemaire n'a pratiquement pas mesuré de détérioration sur des spécimens mûris 28 jours en chambre humide. Le degré de mûrissement du béton est donc primordial pour la résistance aux cycles de gel-dégel. Il serait peut-être bon d'inclure dans les devis des clauses exigeant un traitement de mûrissement prolongé pour les bétons devant être soumis à des conditions sévères d'exposition au gel, du moins pour les rapports eau-ciment que nous avons étudiés.

En compte final, mentionnons que puisque pour des caractéristiques des vides à peu près identiques, un mélange de rapport eau-ciment faible se comporte toujours mieux qu'un mélange de rapport eau-ciment élevé, il est normal que les normes limitent la valeur maximale du rapport eau-ciment en fonction des conditions d'expositions envisagées. On trouve au tableau 7 de la norme ACNOR CAN3-A23.1<sup>(29)</sup> les limites permises au Canada. On constate que nos essais correspondent à la condition d'exposition B, pour laquelle le rapport eau-ciment maximum permis est 0,5. Ceci est pleinement

justifié, puisque pour un traitement de mûrissement de seulement 7 jours, ce qui est généralement le cas en pratique, nous avons démontré que de tels bétons étaient affectés par les cycles de gel-dégel, même si leurs caractéristiques des vides étaient très bonnes.

#### 10.5.5 Propositions de recherches ultérieures

Etant donné que nous avons démontré qu'il était possible de relier la durabilité des bétons à la valeur d'un coefficient très simple à déterminer, et que ce dernier semblait indiquer une valeur critique, il serait intéressant de poursuivre des recherches afin de voir si on peut généraliser ce résultat. Il faudrait que l'on produise des mélanges constitués d'autres granulats non gélifs, d'autres ciments, avec des quantités variables d'air et que l'on vérifie si la corrélation avec les mesures de détérioration existe toujours. Si cela s'avérait exact, il serait possible de déterminer une valeur critique de ce coefficient en fonction du type d'exposition envisagé. La recherche porterait sur des rapports eau-ciment variables et sur des taux de refroidissement semblables ou supérieurs au nôtre. On pourrait aussi faire ces recherches en tenant compte de l'effet des sels de déverglaçage, ce qui conduirait à une estimation encore plus réaliste de la détérioration en nature.

## CONCLUSION

Cette recherche nous fait réaliser qu'il est pratiquement impossible d'établir un modèle permettant l'étude globale des mécanismes de détérioration des bétons par le gel. Compte tenu de la complexité du système air-pâte-granulats et de la multitude de variables nécessaires pour bien caractériser ce système, il est difficile de prédire les phénomènes physiques qui s'y déroulent, d'en donner une expression analytique, et surtout d'arriver à une solution numérique valable. Il demeure néanmoins intéressant de constater que les modèles quelquefois très simples proposés par certains chercheurs permettent souvent d'arriver à des résultats vérifiables expérimentalement. Ces études ont cependant la faiblesse, fréquemment, d'inclure un nombre impressionnant d'hypothèses simplificatrices et de n'être vérifiables ou applicables qu'à des cas très particuliers. Heureusement, chacune de ces études a permis d'éclaircir une partie des mécanismes réels. D'ailleurs, une étude théorique sur ce sujet ne devrait jamais être conduite dans le but de tout expliquer... Sans renier l'importance des études théoriques, nous pensons que les recherches devraient être axées vers le côté expérimental. Nous avons montré qu'il était possible de relier certaines propriétés fondamentales de nos bétons à leur durabilité face aux cycles de gel-dégel. Nos conclusions ne seront valables ou crédibles que si elles s'appuient sur l'interprétation d'un nombre suffisant de résultats expérimentaux.

Dans un autre ordre d'idée, nous tenons à insister sur le fait que les premières précautions à prendre lorsque l'on veut fabriquer un béton durable ne sont à vrai dire que les règles de l'art élémentaires de la fabrication du béton, c'est-à-dire le choix de matériaux de qualité, l'emploi d'un rapport eau-ciment minimum, une mise en place soignée et une durée prolongée du traitement de mûrissement. On doit porter une attention particulière non seulement à la fabrication du mélange, mais aussi à

la conception de l'ouvrage et à son entretien. L'ingénieur consciencieux verra à concevoir un ouvrage où les apports d'humidité seront réduits au maximum en permettant un bon drainage par l'emploi de pentes, de drains ou de fossés, ou en évitant de construire l'automne, saison où les pluies sont fréquentes et le risque de gel, alors que le béton n'a pas eu le temps de sécher, très élevé. On devra exercer une surveillance étroite durant la construction pour éviter que de l'eau ne soit ajoutée au mélange, qu'une vibration excessive n'entraîne une perte trop importante d'air et que des joints de construction mal faits ne permettent l'infiltration de l'eau durant la vie de l'ouvrage. En dernier lieu, on veillera à ce que l'ouvrage soit bien entretenu. Les fossés et les drains bouchés devront être nettoyés. Si on constate que l'eau s'accumule à un endroit dangereux, ou que des agents agressifs comme les sels de déverglaçage sont déversés inutilement, il faudra remédier à ces situations dans la mesure du possible.

En compte final, pour être assuré de la durabilité d'un ouvrage en béton, il faut que toutes les personnes qui sont reliées de près à sa conception, à sa fabrication, à son utilisation et à son entretien soient sensibilisées aux conséquences de leurs décisions ou de leurs interventions sur le comportement futur du béton dont est constitué l'ouvrage.

LISTE DES OUVRAGES CITÉS

1. POWERS, T.C. and BROWNYARD, T.L.: "Studies of the Physical Properties of Hardened Portland Cement Paste"; Journal of the American Concrete Institute; title no. 43-5; October 1946 to April 1947.
2. POWERS, T.C. and HELMUTH, R.A.: "Theory of Volume Changes in Hardened Portland Cement Paste during Freezing"; P.C.A. Research department bulletin no. 46; September 1953; pp. 285-297.
3. PIGEON, Michel: "Composition et hydratation du ciment Portland"; notes de cours; technologie du béton; Faculté des Sciences appliquées, Université de Sherbrooke; mars 1978.
4. MICHEL, Bernard: "The strength of polycrystalline ice"; La revue canadienne de génie civil; Ottawa, septembre 1978.
5. HELMUTH, R.A.: "Capillary size restrictions on ice formation in hardened Portland cement pastes"; Portland Cement Association Research and Development Laboratories; Research Department Bulletin 156; 1960.
6. ACI COMMITTEE 201: "Guide to Durable Concrete"; Journal of the American Concrete Institute; title no. 74-53; December 1977.
7. POWERS, T.C.: "The Air Requirement of Frost Resistant Concrete"; H.R.B. Proceedings; Vol. 29; 1949; pp. 184-202.
8. CORDON, William A.: "Freezing and thawing of concrete - Mechanisms and Control"; American Concrete Institute monograph no. 3; American Concrete Institute and the Iowa State University press; 1956.

9. LITVAN, G.G.: "Frost action in Cement paste"; Materials and Structures; no. 34; August 1973.
10. RADJY, Fariborz: "Thermodynamics of Freezing Water in Hardened Cement Paste"; Techn. Report #13; The Technical University of Denmark; Department of Civil Engineering; Building Materials Laboratory; December 1969.
11. MIELENZ, R.C., WOLKODOFF, V.E., BLACKSTROM, J.E., FLACK, H.L. and BURROWS, R.W.: "Origin, evolution, and effect of the air-void system in concrete"; Proceedings, A.C.I.; Volume 55, nos. 1-4, July-October 1958; pp. 95-121, 261-272, 359-375 and 507-517.
12. PAILLIERE, A.M. et GONZALEZ, J.C.: "Les adjuvants entraîneurs d'air"; Bulletin de liaison des ponts et chaussées, no. 91; Septembre-October 1977; réf. 2058.
13. NEVILLE, A.M.: "Properties of Concrete"; Pitman publishing; 1975.
14. PCA: "Dosage et contrôle des mélanges de béton"; édition métrique; publié par l'Association Canadienne du Ciment Portland; 1978.
15. POWERS, T.C.: "Void Spacing as a Basis for Producing Air-Entrained Concrete"; Journal of the American Concrete Institute; title no. 50-46; May 1954.
16. BRUERE, G.M.: "Rearrangement of bubble sizes in air-entrained cement paste during setting"; Australian Journal of Applied Sciences; Vol. 13, no. 3; 1962; pp. 222-227.
17. GJORV, O.E., OKKENHAUG, K., BATHEN, E. and HUSEVÅG, R.: "Frost Resistance and Air-void Characteristics in Hardened Concrete"; The first International Conference on Durability of Building Materials and Components; Ottawa, 21-23 August 1978.

18. MIELENZ, Richard C. and SPROUSE, James H.: "High-range, water-reducing admixtures: effect on the air-void system in air-entrained and non-air-entrained concrete"; Superplasticizers in Concrete, volume 1; Proceedings of an International Symposium held in Ottawa, Canada; 29-31 May 1978; Edited by V.M. Malhotra, E.E. Berry and T.A. Wheat.
19. A.S.T.M.: "Annual Book of A.S.T.M. Standards (1977), part 14: Concrete and Mineral Aggregates (Including Manual of Concrete Testing)"; American Society for Testing and Materials; no. 01-014077-07; Philadelphia, 1977.
20. POWERS, T.C.: "Basic considerations pertaining to freezing and thawing tests"; P.C.A. Research department; Bulletin no. 58; September 1955.
21. FAGERLUND, G.: "The Critical Degree of Saturation Method of Assessing the Freeze-Thaw Resistance of Concrete"; Matériaux et Construction; Vol. 10, no. 58; 1977; pp. 217-229.
22. LORD, G.W. and WILLIS, T.F.: "Calculation of air bubble size distribution from results of a Rosiwal traverse of aerated concrete"; A.S.T.M. Bulletin no. 177; October 1951; p. 56.
23. SCHÄFER, A.: "Frostwiderstand und Porengefüge des Betons. Beziehungen und Prüfverfahren"; Deutscher Ausschuss für Stahlbeton; no. 167; 1964; 54 pp.
24. FEARS, F.K.: "Correlation Between Concrete Durability and Air-Void Characteristics"; Highway Research Board; Bull. no. 196; 1958; pp. 17-28.
25. LEMAIRE, François: "Les propriétés fondamentales de bétons soumis à de longs cycles de gel-dégel"; Thèse présentée à l'école des gradués de l'Université Laval pour l'obtention du grade de maître ès sciences (M.Sc.); septembre 1978.

26. LEMAIRE, F. et PIGEON, M.: "Etude des propriétés fondamentales de bétons courants soumis à de longs cycles de gel-dégel"; article soumis à la revue canadienne de génie civil; 1979.
27. CSA: "National Standard of Canada - CAN 3-A5-M77: Portland Cements - CAN 3-A8-M77: Masonry Cements"; prepared by Canadian Standards Association; approved by Standards Council of Canada; published by Canadian Standards Association; December 1977.
28. A.S.T.M.: "Annual Book of A.S.T.M. Standards (1978), part 13: Cement, Lime Ceilings and Walls (Including Manual of Cement Testing)"; American Society for Testing and Materials; 01-014078-07; Philadelphia, 1977.
29. ACNOR: "Norme nationale du Canada - CAN 3-A23.1-M77: Béton, constituants et exécution des travaux - CAN 3-A23.2-M77: Essais concernant le béton"; préparé par l'Association canadienne de normalisation; approuvé par le Conseil canadien des normes; publié par l'Association canadienne de normalisation; décembre 1977.
30. TROXELL, G.E., DAVIS, H.E. and KELLY, J.W.: "Composition and Properties of Concrete"; McGraw-Hill Book Company; second edition; 1968.
31. LACHANCE L. and NEWMAN, K.: "The Testing of Brittle Materials under Uniform Uniaxial Compressive Stress"; Proceedings of the American Society for Testing and Materials; 1964; pp. 1044-1067.
32. SWENSON: "Estimation of Strength Gain of Concrete"; Engineering Journal; vol. 50, no. 9; 1967; pp. 27-32.
33. GIERTZ-HEDSTROM, S.: "The Physical Structure of Hydrated Cements"; Proceedings, 2<sup>nd</sup> International Symposium on the Chemistry of Cements; Stockholm; 1938; pp. 505-534.
34. LEA, F.M.: "The Chemistry of Cement and Concrete"; Arnold; London; 1970.
35. NERENZI, Paul: "Frost Action in Concrete"; National Bureau of Standards; Monograph 43, volume 11; 1960; pp. 807-834.

## ANNEXE

### ÉVALUATION DU COEFFICIENT DE DILATATION THERMIQUE ET DU GONFLEMENT DÛ À L'HUMIDITÉ DE NOS BÉTONS

#### A.1 But

Cette expérience supplémentaire avait pour but d'estimer le coefficient de dilatation thermique de bétons semblables à ceux que nous avons utilisés pour notre recherche afin de pouvoir effectuer les corrections nécessaires à nos mesures de la dilatation axiale résiduelle, et en second lieu, d'estimer la dilatation due au gonflement pour une exposition de 31 jours en chambre humide (100% d'humidité relative à  $23^{\circ}\text{C} \pm 2^{\circ}\text{C}$ ) après le traitement de mûrissement habituel de 7 jours en chambre humide. Cette dernière mesure a permis d'apprécier quelle part de la dilatation axiale résiduelle de nos échantillons qui avaient subi 300 cycles était attribuable au gonflement à l'humidité.

#### A.2 Méthode

Nous avons fabriqué deux mélanges, l'un de rapport eau-ciment 0,5 et l'autre de rapport eau-ciment 0,6 possédant des caractéristiques semblables à celles des mélanges utilisés pour la recherche. Pour chaque mélange, trois prismes munis d'un thermocouple et de rondelles-repères et trois cylindres de 200 mm x 100 mm ont été moulés. Après le traitement de mûrissement de 7 jours en chambre humide, les cylindres ont été mis à sécher, tandis que les prismes ont été refroidis à  $2^{\circ}\text{C}$ . Nous avons alors effectué des mesures de longueur pendant qu'ils se réchauffaient lentement.

Nous avons par la suite fait subir un traitement de mûrissement supplémentaire de 31 jours aux 6 prismes et repris des mesures de longueur durant le réchauffement après les avoir refroidis à nouveau à  $2^{\circ}\text{C}$ .

Nous pouvons déterminer analytiquement, pour chaque échantillon, l'équation donnant la longueur en fonction de la température en assumant que la relation est linéaire. Le coefficient de dilatation thermique s'obtient par la pente de la droite décrivant le comportement d'un spécimen. La dilatation due au gonflement s'obtient en comparant les valeurs données par nos équations pour la longueur à 23°C à 7 jours et à 38 jours.

### A.3 Caractéristiques des mélanges

Le tableau A.1 donne les caractéristiques principales des deux mélanges que nous avons fabriqués pour cette expérience. Le mélange de rapport eau-ciment 0,5 est appelé A5 et l'autre, A6.

### A.4 Résultats

Nous avons considéré comme étant la longueur d'un échantillon, la moyenne de quatre lectures dont deux sur chacune des deux faces munies de rondelles-repères. Des mesures furent prises à trois températures différentes après 7 jours de mûrissement. Nous avons calculé la relation longueur-température par la méthode des moindres carrés. Après 38 jours, nous n'avons pris des mesures qu'à deux températures différentes, ce qui a permis d'obtenir directement l'équation de la longueur en fonction de la température.

Le tableau A.2 donne, pour chaque échantillon, les résultats des mesures de longueur à différentes températures pour les deux âges considérés. Le tableau présente aussi l'expression de la longueur en fonction de la température pour chaque échantillon et pour chaque durée du traitement de mûrissement.

Pour obtenir le coefficient de dilatation thermique d'un échantillon, il suffit d'effectuer le quotient de la pente par l'ordonnée à l'origine de l'expression analytique de la relation entre la longueur et la température. Pour obtenir la dilatation axiale due au gonflement entre 7 et 38 jours de mûrissement, on calcule l'accroissement relatif de la

MÉLANGE		A5	A6
GRANULOMÉTRIE (GRAN. FINS)		G-75	G-75
RAPPORT EAU-CIMENT (MASSE)		0,5	0,6
COMPOSITION (% DE LA MASSE TOTALE)	EAU	7,7	7,3
	CIMENT	15,4	12,1
	GRANULATS	76,9	80,7
AFFAISSEMENT (mm)		165	190
TENEUR EN AIR (%)		2,8	3,4
MASSE VOLUMIQUE (kg/m <sup>3</sup> )		2407	2368
RÉSISTANCE À LA COMPRESSION (MPa)		37,4	28,1

TABLEAU A.1 - Caractéristiques principales des mélanges A5 et A6.

ÉCHANTILLON	MÛRISSEMENT	TEMPÉRATURE - $\theta$ (°C)	LONGUEUR - L (po.)	RELATION $L = f(\theta)$
A5-a	7 JOURS	2,9	8,0323	$L = 4,5743 \times 10^{-5} (\theta) + 8,0322$
"	"	11,2	8,0327	
"	"	16,1	8,0329	
"	38 JOURS	5,0	8,0324	$L = 5,3571 \times 10^{-5} (\theta) + 8,0321$
"	"	21,8	8,0333	
A5-b	7 JOURS	2,8	8,0352	$L = 4,9550 \times 10^{-5} (\theta) + 8,0350$
"	"	11,3	8,0355	
"	"	16,5	8,0359	
"	38 JOURS	4,9	8,0353	$L = 5,9172 \times 10^{-5} (\theta) + 8,0350$
"	"	21,8	8,0363	
A5-c	7 JOURS	2,2	8,0129	$L = 4,7204 \times 10^{-5} (\theta) + 8,0128$
"	"	11,7	8,0133	
"	"	16,8	8,0136	
"	38 JOURS	4,8	8,0131	$L = 5,8824 \times 10^{-5} (\theta) + 8,0128$
"	"	21,8	8,0141	

TABEAU A.2-a - Calcul de la relation entre la longueur et la température des échantillons.

ÉCHANTILLON	MÛRISSEMENT	TEMPÉRATURE - $\theta$ (°C)	LONGUEUR - L (po.)	RELATION L = f ( $\theta$ )
A6-a	7 JOURS	2,2	8,0070	$L = 4,2877 \times 10^{-5} (\theta) + 8,0069$
"	"	10,9	8,0074	
"	"	16,3	8,0076	
"	38 JOURS	4,6	8,0071	$L = 5,8140 \times 10^{-5} (\theta) + 8,0068$
"	"	21,8	8,0081	
A6-b	7 JOURS	2,5	8,0240	$L = 4,3373 \times 10^{-5} (\theta) + 8,0239$
"	"	11,4	8,0244	
"	"	16,4	8,0246	
"	38 JOURS	5,1	8,0242	$L = 5,4217 \times 10^{-5} (\theta) + 8,0239$
"	"	21,7	8,0251	
A6-c	7 JOURS	2,8	8,0376	$L = 2,7591 \times 10^{-5} (\theta) + 8,0375$
"	"	11,9	8,0378	
"	"	16,9	8,0380	
"	38 JOURS	4,5	8,0373	$L = 6,7073 \times 10^{-5} (\theta) + 8,0370$
"	"	21,8	8,0374	

TABLEAU A.2-b - Calcul de la relation entre la longueur et la température des échantillons.

longueur de l'échantillon à partir des valeurs de longueur données par nos équations. Les résultats des calculs du coefficient de dilatation thermique et de la dilatation due au gonflement à l'humidité apparaissent au tableau A.3.

#### A.5 Analyse des résultats

Le coefficient de dilatation thermique de nos spécimens est légèrement plus élevé après 38 jours de mûrissement en chambre humide qu'après 7 jours. Nous avons toutefois conservé une valeur de  $5,5 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  comme correction à apporter à nos mesures de dilatation expérimentales. Cette valeur est grosso-modo égale à la valeur moyenne pour des échantillons n'ayant subi que 7 jours de mûrissement en chambre humide. Il nous est apparu logique de retenir cette valeur parce que c'était celle qui correspondait le plus aux conditions initiales de nos spécimens et parce que, de toutes façons, l'erreur encourue à 300 cycles devenait négligeable par rapport à la dilatation totale des spécimens.

Comme nous le constatons en observant le tableau A.3, la dilatation due au gonflement à l'humidité est très variable (de  $0 \times 10^{-6}$  à  $50 \times 10^{-6}$  pour nos échantillons). On peut toutefois estimer très grossièrement que la part de la dilatation à 300 cycles due au gonflement est de l'ordre de trente millièmes.

En terminant, il est intéressant de mentionner que la longueur des spécimens à  $0^{\circ}\text{C}$  est, d'après les ordonnées à l'origine de nos équations, la même après 38 jours de mûrissement qu'après seulement 7 jours. Donc, le gonflement n'est pas mesurable à  $0^{\circ}\text{C}$ , mais à des températures plus élevées, parce que le coefficient de dilatation thermique augmente en fonction du degré de mûrissement.

ÉCHANTILLON	COEFFICIENT DE DILATATION THERMIQUE		L = f (23°C)		DILATATION ENTRE 7 ET 38 JOURS (10 <sup>-6</sup> )
	À 7 JOURS (10 <sup>-6</sup> /°C)	À 38 JOURS (10 <sup>-6</sup> /°C)	À 7 JOURS (po.)	À 38 JOURS (po.)	
A5-a	5,69	6,67	8,0333	8,0333	0
A5-b	6,17	7,36	8,0361	8,0364	37
A5-c	5,89	7,34	8,0139	8,0142	37
A6-a	5,36	7,26	8,0079	8,0081	25
A6-b	5,41	6,76	8,0249	8,0251	25
A6-c	3,43	8,34	8,0381	8,0385	50
Moyenne	5,3	7,3	-	-	29

TABEAU A.3 - Coefficients de dilatation thermique et dilatation résiduelle due au gonflement de nos échantillons.

MINISTÈRE DES TRANSPORTS



QTR A 231 283