

INSPECTION DE BLOCS D'ACIER FORGÉ DE GRAND VOLUME PAR ULTRASONS MULTI - ÉLÉMENTS

par

Frédéric DUPONT-MARILLIA

THÈSE PAR ARTICLES PRÉSENTÉE À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE
SUPÉRIEURE COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DU
DOCTORAT EN GENIE
Ph.D.

MONTREAL, LE 17 OCTOBRE 2018

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Frédéric Dupont-Marillia, 2018



Cette licence [Creative Commons](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

PRÉSENTATION DU JURY
CETTE THÈSE A ÉTÉ ÉVALUÉE
PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Pierre Bélanger, directeur de thèse
Génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Mohammad Jahazi, codirecteur de thèse
Génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Bora Ung président du jury
Génie électrique à l'École de technologie supérieure

M. Martin Viens membre du jury
Génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Nicolas Quaegebeur, examinateur externe
Génie mécanique à l'Université de Sherbrooke

ELLE A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

11 SEPTEMBRE 2018

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier l'ensemble des membres du jury d'avoir accepté de juger ce travail. Merci de l'intérêt et du temps que vous m'avez consacré.

Je désire ensuite et tout particulièrement remercier mon directeur Pierre Bélanger.

Merci de m'avoir fait confiance depuis le début. J'ai réellement passé de nombreux bons moments dans le laboratoire et c'est en grande partie grâce à toi et ta vision d'un groupe de recherche. Les séminaires PULETS ainsi que leurs débriefings vont me manquer.

Ensuite je remercie mon codirecteur Mohamad Jahazi qui a toujours été de bon conseil et n'a jamais manqué d'anecdotes toujours plus intéressantes les unes que les autres, quel que soit le sujet.

Votre encadrement, vos conseils, votre soutien et votre complémentarité dans les domaines des ultrasons et des matériaux sont autant de raisons qui m'ont permis de m'épanouir et de réaliser mon projet dans des conditions excellentes.

Je remercie toutes les personnes ayant contribué à mon projet, notamment Finkl Steel et Serge Lafreniere pour les excellentes conditions toujours présentes lors des expérimentations sur site. Je remercie ensuite Abdel Loucif pour ton aide précieuse sur le matériau et les études métallographiques.

Ensuite un gros merci à tous les membres du PULETS que j'ai côtoyé au cours de ces 4 années. Merci à Guillaume d'avoir déballé le Ritec, Victor pour ton humour, Baptiste pour ta ligne de goodies et ton support informatique, Aurélien pour tes dernières questions et tes T-shirts inoubliables, Timothé mon futur collègue, Daniel, Nicolas le 12eme, et enfin tous les Gadz avec qui nous avons partagé beaucoup de moments (Goeffrey, Sévan, Arthur, Hector et Pierre). Je n'oublierais pas les nombreuses activités, week-end, ou encore colloque inoubliable.

VI

Mes remerciements vont également à ma famille, mes parents qui m'ont toujours soutenu et que j'adore ainsi que tous ceux qu'il ne m'est plus possible de voir autant que je le voudrais à cause de la distance.

Un remerciement spécial pour Christian Doppler, brillant esprit à l'origine de nombreux concepts incontournables.

Et pour finir, Claire ma chérie. Je ne te remercierais jamais assez pour m'avoir suivi au Canada après ton Doctorat en France. Un an nous a séparés d'environ 5700 km mais cette nouvelle page écrite ici, à Montréal nous a encore rapprochés et j'ai hâte de continuer dans cette direction.

INSPECTION DE BLOCS D'ACIER FORGÉ DE GRAND VOLUME PAR ULTRASON MULTI – ÉLÉMENTS

Frédéric DUPONT-MARILLIA

RÉSUMÉ

Ce projet de doctorat avait pour objectif d'effectuer l'inspection de blocs d'acier forgé de grand volume à l'aide d'une sonde multiélément. La première partie de ce travail portait sur l'étude du matériau. D'un point de vue métallurgique, il a été observé que le bloc étudié était à 99% bainitique et que la taille des grains variait de 70 μm à 700 μm entre la surface et le cœur. Du point de vue ultrasonique, il a été démontré que le bloc pouvait être considéré comme localement isotrope et homogène. Des mesures de vitesses de groupe couplées aux densités calculées à partir de formules empiriques ont permis de déterminer les paramètres mécaniques ayant le plus impact sur les vitesses de propagation des ultrasons. Il a ainsi été démontré que le module de Young et la densité étaient les paramètres prépondérants pour les vitesses de groupes alors que les vitesses de phase étaient liées à la taille des grains. Les mesures ont ensuite été utilisées pour mettre en place un modèle à l'aide de CIVA et calculer les paramètres d'une sonde multiéléments optimisée pour l'inspection de bloc d'aciers de grandes dimensions. Il a ainsi été démontré que les sondes actuellement disponibles dans le commerce n'étaient pas adaptées à la problématique des grands volumes. Basé sur ces simulations un premier prototype de sonde de 8 éléments de 9.5×22.5 mm a été réalisé et utilisé pour effectuer l'imagerie de défauts circulaires dans un bloc de 776 mm. Il a été observé que le paramètre limitant était la résolution latérale et que les mesures étaient en très bon accord avec les simulations. Finalement, une sonde de 32 éléments a été réalisée et testée dans un bloc de 776 mm sur des défauts circulaires et des encoches. Différentes séquences d'émissions ont été testées dans le but d'améliorer les performances. Les ondes planes qui permettent d'activer plusieurs éléments simultanément ont été comparées aux séquences de type Full-Matrix-Capture (FMC). Une amélioration du Ratio Signal sur Bruit (RSB) a été observée pour les ondes planes mais les performances de résolutions ont été diminuées. Ce résultat confirme que l'énergie transmise dans le matériau est supérieure pour les ondes planes comparées aux séquences FMC. Finalement une séquence basée sur la matrice Hadamard a été proposée. Ce schéma d'activation des éléments permet de combiner les ondes planes maximisant l'énergie transmise dans le matériau, avec les séquences FMC ayant une résolution élevée. Finalement les images générées à l'aide de la méthode Hadamard ont démontré un bon compromis en permettant un gain de 10 dB du SNR et une faible perte de résolution.

Mots-clés: ultrason, multiéléments, imagerie de grandes dimensions, Full Matrix Capture, Ondes planes

INSPECTION DE BLOCS D'ACIER FORGÉ DE GRAND VOLUME PAR ULTRASON MULTI – ÉLÉMENTS

Frédéric DUPONT-MARILLIA

ABSTRACT

The objective of this Ph.D. project was to inspect large size forged steel blocks using a phased array transducer. The first part of this work focused on the material. From a metallurgical point of view, it was observed that the studied block was 99% bainitic and that the grain size was varying from 70 μm to 700 μm between the surface and the core. From the ultrasonic point of view, it was shown that the block could be considered as locally isotropic and homogeneous. Group velocity measurements coupled with densities calculated from empirical formulas were used to determine the impact of mechanical parameters on ultrasonic propagation velocities. It was shown that Young's modulus and density were the most important parameters for group velocity, whereas phase velocity was linked to the grain size. The measurements were then used in a CIVA software model to compute the best parameters of a phased array probe optimized for the inspection of large size forged steel blocks. It was demonstrated that commercial probe available were not adapted to the large size problem. Based on these simulations, a first prototype probe with 8-element of 9.5×22.5 mm was designed and used to perform imaging of circular defects in a 776 mm block. It was observed that the limiting parameter was the lateral resolution and that the measurements were in very good agreement with the simulations. Finally, a 32-element probe was realised and used on circular defects and notches in a 776 mm block. Different emission sequences were then tested in order to improve imaging performance. The plane wave sequence which activates simultaneously multiple elements was compared to full-matrix capture (FMC) sequences. It was observed that signal-to-noise ratio (SNR) increased for the plane waves but resolutions were worse. This result confirms that the energy transmitted in the material is greater for the plane waves compared to the FMC sequences. Finally, a new sequence based on the Hadamard matrix was proposed. This element activation scheme combines plane waves which maximize the energy transmitted into the material, with the FMC sequences which have a high resolution. Finally, the images generated using the Hadamard method showed a good compromise a SNR gain of 10 dB and a low-resolution loss.

Keywords: ultrasound, phased array, large size imaging, Full Matrix Capture, plane waves

TABLE DES MATIÈRES

INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 ÉTAT DE L'ART	5
1.1 Mise en contexte	5
1.2 Métallurgie des aciers	5
1.1.1 Processus d'élaboration.....	5
1.1.2 Structure de l'acier	7
1.1.3 Traitements thermomécaniques	8
1.1.4 Défauts introduits lors de la production des aciers	10
1.3 Inspection ultrasonore.....	11
1.1.5 Propagation des ondes ultrasonores	12
1.1.6 Conception d'un transducteur mono élément	15
1.1.7 Champ ultrasonore	17
1.1.8 Atténuation du champ ultrasonore	18
1.4 Imagerie multiéléments.....	19
1.1.9 Techniques d'acquisitions multiéléments	20
1.1.10 Modes d'émissions avancées	23
1.1.11 Reconstruction d'images.....	24
1.1.12 Optimisations de reconstruction d'image	25
1.1.13 Émissions codées	25
1.5 Limitations de l'imagerie multiéléments	27
1.6 Conclusions et présentation des articles	30
CHAPITRE 2 INFLUENCE OF LOCAL MECHANICAL PARAMETERS ON ULTRASONIC WAVE PROPAGATION IN LARGE FORGED STEEL INGOTS	31
2.1 Abstract.....	31
2.2 Introduction.....	32
2.3 Material and methods.....	36
1.1.14 Metallurgical structure	36
1.1.15 Samples	37
1.1.16 Ultrasonic measurements	38
1.1.17 Tensile tests.....	39
2.4 Results and discussion	40
1.1.18 Group wave velocity measurements	40
1.1.19 Phase velocity measurements.....	42
1.1.20 Metallography examination	44
1.1.21 Chemical analysis	45
1.1.22 Young's modulus and Poisson's ratio	49
2.5 Summary and Conclusions	52
CHAPITRE 3 APERTURE DETERMINATION FOR FULL MATRIX CAPTURE PHASED ARRAY INSPECTION OF LARGE SIZE FORGED STEEL.....	55

3.1 Abstract	55
3.2 Introduction	56
3.3 Simulations	57
3.3.1 Configuration	57
3.3.2 Results	61
3.4 Experiments	65
3.4.1 Material	65
3.4.2 Experimental measurements and comparison with simulation	67
3.5 Discussion	68
3.6 Conclusion	71
 CHAPITRE 4 DESIGN AND OPTIMISATION OF A PHASED ARRAY TRANSDUCER FOR ULTRASONIC INSPECTION OF LARGE FORGED STEEL INGOTS	73
4.1 Abstract	73
4.2 Introduction	74
4.3 Wave Transmission Sequences	75
4.3.1 Full Matrix Capture	76
4.3.2 Plane Wave Transmission	77
4.3.3 Hadamard Matrix Transmission	78
4.4 Transducer Design	80
4.4.1 Modelling	80
4.4.2 Simulations	81
4.5 Experiments	87
4.5.1 Material	87
4.5.2 Measurement Setup	88
4.6 Imaging with FMC, PW and Hadamard Matrix Transmission Sequences	89
4.6.1 Imaging of Notches	89
4.6.2 Circular Defect Imaging	92
4.7 Conclusion	95
 CHAPITRE 5 TRANSFERT AU DOMAINE INDUSTRIEL	97
5.1 Introduction	97
5.1 Matériel et méthode	97
5.2 Imagerie Full Matrix Capture	99
5.3 Différenciation d'un défaut circulaire avec une fissure	102
5.4 Conclusion sur la sonde industrielle	103
 CONCLUSION	105
 RECOMMANDATIONS	109
 ANNEXE I NOTCH IMAGING IN A 776 MM THICK BLOCK	113
 BIBLIOGRAPHIE	115

Table 3-1	Nominal chemical composition of the steel block used in this study.....	65
-----------	---	----

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1-1	Schéma des traitements thermomécaniques dans les processus de fabrication9
Figure 1-2	Réponse temporel d'un matériau introduisant du "Grass" (Olympus, 2004)19
Figure 1-3	Principe de la focalisation électronique et de la loi des retards associée...21
Figure 1-4	Principe de la génération de front d'onde plane orienté par une loi des retards.....22
Figure 1-5	Séquences d'activation pour le mode paint brush23
Figure 1-6	Décodage d'une excitation codée en fréquentielle de type Chirp26
Figure 1-7	Décodage d'une excitation codée de type Golay26
Figure 1-8	Principe des lobes de réseau, A) Front d'onde principal et B) Lobe de réseau29
Figure 2-1	Sample preparation: Full block cut and divided into samples (left) and selected samples for UT analysis in black (right).....37
Figure 2-2	Schematic of the setup used for phase velocity measurements. The true propagation distance is required to process the data using the two dimensional fast Fourier transform.39
Figure 2-3	Micro-traction tensile machine with sample.....40
Figure 2-4	Longitudinal wave and shear group velocity surface-to-core measurements for two sets taken at two different positions in the ingot.41
Figure 2-5	Phase velocity measurement as a function of frequency. Example for the B2B1 sample.42
Figure 2-6	Longitudinal wave and shear wave phase velocity measurements for the two sets of samples.43
Figure 2-7	Metallurgical study: sample near the surface (left) and at the core (right) of the ingot.44

Figure 2-8	Density map from the chemical composition analysis (Loucif et al., 2015) and the empirical expression (Miettinen, 1997) represented with macro-segregation dotted curve.	46
Figure 2-9	Longitudinal and shear wave group velocity measurements comparison with velocities computed from expression and empirical density.	48
Figure 2-10	Influence of the Young's modulus and the Poisson's ratio in wave group velocities as compared with measurements.	50
Figure 2-11	Young's modulus measurements compared with Young's modulus obtained from empirical density equations and ultrasonic measurements.	51
Figure 3-1	Ultrasonic beam comparison for a 600x300 mm block with element width of 1mm, 5mm, 10mm and 20mm.	58
Figure 3-2	Linear array transducer, where p is the pitch, g is the gap between two elements, n is the number of elements, e is the element width, and W_{passive} is the passive aperture of the transducer	59
Figure 3-3	Amplitude and resolution extraction from TFM simulation images	61
Figure 3-4	TFM defect reflected amplitude as a function of defect depth for a 1.587 mm defect for a phased transducer with: A) 4 elements, B) 8 elements, and C) 16 elements	62
Figure 3-5	TFM vertical resolution as a function of depth for a phased array transducer with: A) 4 elements, B) 8 elements, and C) 16 elements	63
Figure 3-6	TFM lateral resolution as a function of depth for a phased array transducer with: $n =$ A) 4 elements, B) 8 elements, and C) 16 elements	64
Figure 3-7	Experimental setup: A) Arduino multiplexing, and B) 8-element ultrasonic transducer	66
Figure 3-8	Experimental measurement of amplitude and resolution on TFM images	67
Figure 3-9	Normalised TFM images of 370 mm depth defect in a 776 mm block from measurements: A) 1.59 mm, B) 3.18 mm, and C) 6.25 mm diameter	68
Figure 3-10	TFM profiles along: A) the vertical y-axis and B,C,D) the lateral x-axis for defects with diameters of: B) 1.59 mm C) 3.18 mm, and D) 6.35 mm	69
Figure 3-11	Comparison of A) the amplitude between the defect and the backwall, B) the vertical resolution and, C) the lateral resolution for simulations and measurements.	71

Figure 4-1	Schematic of the Full Matrix Capture wave transmission sequence	76
Figure 4-2	Schematic of plane wave transmission at 0° (A) and α (B) angles.....	78
Figure 4-3	Hadamard matrix transmission sequence.....	79
Figure 4-4	Active aperture in the Hadamard matrix transmission sequence. The figure shows the case of 2 elements grouped together.	80
Figure 4-5	Amplitude over depth of a 1.59 mm defect after TFM reconstruction as a function of the element number and width A: 16 elements, B: 32 elements, C: 64 elements, and D: 128 elements.....	82
Figure 4-6	Vertical resolution over depth of a 1.59 mm defect after TFM reconstruction as a function of the element number and width A: 16 elements, B: 32 elements, C: 64 elements, and D: 128 elements	84
Figure 4-7	Lateral resolution over depth of a 1.587 mm defect after TFM reconstruction as a function of the element (A: 16 elements, B: 32 elements, C: 64 elements, and D: 128 elements)	86
Figure 4-8	Schematic of the block used in the experimental validation.....	88
Figure 4-9	Experimental setup.....	89
Figure 4-10	Vertical profile from 406 mm depth notch images for FMC, PW and Hadamard matrix transmission sequences	90
Figure 4-11	Notch position accuracy (A) and Signal-to-Noise Ratio (B) for PAUT imaging using FMC, PW and the Hadamard matrix transmission sequences	91
Figure 4-12	Comparison of amplitude (A), lateral resolution (B) and vertical resolution (C) for imaging of circular defects at 370 mm depth using FMC, PW and Hadamard matrix transmission sequences	93
Figure 5-1	Sonde de fabrication industrielle	97
Figure 5-2	Préparation du bloc de mesure pour la sonde de fabrication industrielle	98
Figure 5-3	Données brutes pour l'image FMC d'une succession de défauts	99

Figure 5-4	Imagerie FMC d'un défaut circulaire inclus dans une DAC pour une profondeur de 508 mm.....	100
Figure 5-3	Profil des défaut suivant l'axe vertical	101
Figure 5-6	Fissure apparente dans le bloc test	102
Figure 5-7	Image d'une fissure et d'un défaut circulaire.....	103
Figure R-1	Parcours d'une onde introduisant un bruit de diffusion multiple pour le cas d'une configuration émetteur-récepteur distinct et confondu (Aubry & Derode, 2010)	110
Figure R-2	Mesure de la rétrodiffusion cohérente (Aubry & Derode, 2010) : 1) Distribution de l'intensité moyennée pour plusieurs tirages, 2) Pics de rétrodiffusion dont la largeur dépend de la longueur d'onde	111

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

- Abréviations en français :

CFC	Cubique Face Centré
CND	Contrôle Non Destructif
PZT	Titano-Zirconate de Plomb
RSB	Ratio Signal sur Bruit
TC	Tétraprismal Centré
TTM	Traitements Thermomécaniques

- English abbreviations:

ASME	American Society of Mechanical Engineers
ASTM	American Society for Testing Material
CCT	Continuous Cooling Transformation
FMC	Full Matrix Capture
EMAT	Electromagnetic Acoustic Transducer
GTD	Geometrical Theory of Diffraction
NDT	Non-Destructive Testing
PAUT	Phased array ultrasonic testing
PW	Plane Wave
SAFT	Synthetic Aperture Focusing Technique
SDH	Side Drilled Hole
SNR	Signal to Noise Ratio
STA	synthetic transmit aperture
TFM	Total Focusing Method
UT	Ultrasonic Testing

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

E	Module de Young
ν	Coefficient de Poisson
λ	Longueur d'onde
Z	Impédance acoustique
D	Diamètre de l'élément
L	Longueur de la sonde
q	Facteur de correction du champ proche des éléments rectangulaires
f	Fréquence
V_L	Vitesse de groupe de l'onde longitudinale
V_T	Vitesse de groupe de l'onde de cisaillement
V_ϕ	Vitesse de phase
θ	Angle de divergence du champ ultrasonore lointain
g	Gramme
m	Mètre
s	Seconde
T	Température
ρ	Densité
C	Concentration
N	Newton
Hz	Hertz
dB	Décibel
t	Temps
x	Distance

INTRODUCTION

Dans le domaine des aciers de haute performance, le contrôle par ultrasons des composants constitue un enjeu majeur, car il permet de contrôler l'intégrité des blocs sans les endommager.

Lors des procédés de forgeage et des différents traitements thermiques, les microstructures polycristallines sont façonnées afin que l'acier réponde à des propriétés techniques précises. Il en résulte un matériau complexe possiblement hétérogène et anisotrope. De nos jours, plusieurs domaines sont très demandeurs pour ce type d'acier en vue d'applications de pointes. Les blocs doivent donc répondre à des critères très exigeants tels que la dureté, la microstructure et surtout être exempts de défauts. Le produit final peut être utilisé dans des domaines tels que le secteur de l'automobile avec la production de moule destiné à la fabrication de pièces plastiques injectées, l'industrie minière pour la production d'outil ou encore l'aéronautique. Dans ce cas d'application, un défaut présent dans le bloc serait transposé du moule à la pièce affectant ainsi la qualité visuelle et structurelle du produit fini. Pour cela, des procédures sont mises en place afin de vérifier que les aciers correspondent aux normes de qualité exigées pour la livraison. Afin d'en inspecter l'intérieur, le contrôle non destructif (CND) par ultrasons (UT) représente plusieurs avantages majeurs.

Depuis les années 1970, les ultrasons ont été largement étudiés permettant ainsi de nouvelles applications industrielles. Leur utilisation a évolué du simple scan manuel avec la recherche de défaut par réflexion d'onde propagée aux techniques bien plus avancées telles que l'imagerie (ou échographie dans le domaine médical) combinant les propriétés de réflectivité et d'interférométrie des ondes. De nos jours, la recherche dans le domaine des ultrasons se diversifie dans de nouveaux champs d'applications tels que le développement de nouvelles méthodes d'imagerie comme la super résolution, l'amélioration de la vitesse d'acquisition, ou l'inspection des matériaux anisotropes, fortement atténuants ainsi que de nouvelles

géométries. Dans cette optique, l'objectif de ce travail est d'appliquer l'imagerie par ultrason à des blocs d'aciers de grandes dimensions (plus de 1000 mm dans chaque direction).

Finkl Steel, partenaire industriel de ce projet, est spécialisé dans la production de blocs d'acier de grandes dimensions. Dans le cas de la détection de défauts, fissures ou hétérogénéités ayant une taille supérieure à 1.59 mm (1/16"), les blocs sont systématiquement rejetés. La plupart du temps, la zone contenant le défaut est découpée puis analysée au microscope afin de déterminer l'origine et corriger la production. L'imagerie par ultrason permet une analyse plus poussée du défaut ainsi qu'une localisation de celui-ci. En effet, la forme et la dimension du défaut reconstruit par imagerie peuvent être reliées au type de ce dernier (fissure, manque de consolidation, inclusion, etc.) et donc à son origine (coulée, forgeage, traitement thermique, etc.). Enfin, la localisation du défaut est déterminante, car elle permet de déterminer si celui-ci est critique ou s'il est amené à être retirée (lors de l'usinage par exemple) auquel cas, la pièce peut être livrée au client avec son accord. Ainsi, dans les deux cas, l'imagerie est un gain de temps ayant une répercussion directe sur la production ou sur le laboratoire d'analyse. Ce gain est considérable compte tenu du nombre de pièces produites par jour ainsi que leur tarif pouvant atteindre près de 400 000 \$.

Ce travail s'est décomposé en trois étapes. La première a eu pour but de répondre aux problématiques liées au matériau et aux dimensions des blocs ainsi que de fournir les paramètres de modélisation. En effet, les ondes ultrasonores sont influencées par les propriétés métallurgiques du matériau. L'acier étudié est traité thermomécaniquement afin d'assurer son isotropie, mais il est nécessaire de mesurer certains paramètres comme le module de Young, le coefficient de Poisson, la densité et la microstructure afin d'assurer la fiabilité du contrôle UT. Ces mesures sont ensuite reliées avec les mesures des paramètres UT comme les vitesses de groupe, les vitesses de phase ainsi que l'atténuation qui sont pour leur part, nécessaires afin de mettre en place un modèle pour concevoir et optimiser la sonde. Cette seconde étape a pour objectif de maximiser la dimension du défaut reconstruit sans dégrader la résolution. Dans le cadre d'une inspection UT sur des blocs d'aciers de grandes dimensions, les distances de propagations introduisent une forte perte d'amplitude liée à

l'atténuation. Pour contrer cette limitation, des sondes multiéléments avec des éléments de grandes dimensions (supérieures à 25 mm) sont généralement utilisées. Dans le cadre de l'imagerie ultrasonore multiéléments, la résolution est liée au nombre de chemins différents utilisés pour la détection d'un défaut. Il faut donc que le défaut soit inclus dans un maximum de champs ultrasonores d'éléments de la sonde. Augmenter la taille des éléments est donc problématique, car cela les éloigne les uns des autres avec pour conséquence une baisse de la résolution. La conception de la sonde a donc pour objectif de déterminer les paramètres optimaux pour la détection et la reconstruction de défauts d'environ 1.59 mm de diamètre à des profondeurs variant entre 0 mm et 1000 mm.

Enfin, la troisième partie se focalise sur l'optimisation des séquences d'émission pour améliorer les performances d'imageries comme la sensibilité, le rapport signal sur bruit (SNR), la résolution ou encore la vitesse d'acquisition. Pour cela trois séquences ont été comparées comme la méthode de focalisation en tous points (FTP) qui active les éléments un par un, les ondes planes qui activent tous les éléments à la fois augmentant ainsi l'énergie transmise dans le matériau et enfin la séquence de matrice Hadamard qui est une combinaison de Full Matrix Capture (FMC) et d'ondes planes.

Ce rapport est divisé en quatre chapitres. Le premier fera un état de la littérature du sujet. Il sera suivi par trois chapitres présentant les trois articles soumis pendant ce projet. Enfin une conclusion sera faite dans le dernier chapitre.

CHAPITRE 1

ÉTAT DE L'ART

1.1 Mise en contexte

Ce projet porte sur l'inspection ultrasonore multiéléments de blocs d'acier forgé de grandes dimensions dans le but de faire de l'imagerie. Cette partie faisant l'état de l'art de la littérature abordera principalement deux sujets. Dans un premier temps, le matériau sera présenté depuis son processus d'élaboration et ses propriétés métallurgiques ainsi que les défauts pouvant être introduits par ces procédés. Ensuite, une présentation de l'inspection ultrasonore sera effectuée. Celle-ci sera axée autour de la modélisation du champ ultrasonore, la conception de transducteur et enfin les techniques d'imagerie avancées et leurs limitations actuelles.

1.2 Métallurgie des aciers

Avant les années 60, il était considéré que le matériau n'avait pas de structure interne. Par la suite, les industriels ont utilisé la mise en forme à chaud pour optimiser la microstructure du produit final. La métallurgie est la science dominante dans le domaine de recherche attendant aux aciers. Elle permet de comprendre l'élaboration, les propriétés et le traitement des métaux. Sa maîtrise doit être parfaite afin d'obtenir des aciers forgés de qualité supérieure. Cette première partie a pour but de présenter les procédés d'élaboration des aciers qui seront ensuite inspectés lors du contrôle ultrasonique et d'en donner les propriétés aux différentes échelles connues ainsi que les différents défauts reliés à leur origine pendant la production.

1.1.1 Processus d'élaboration

L'acier est un alliage composé de fer et de carbone comme constituants principaux, d'éléments d'additions, d'éléments d'accompagnements et d'impuretés. Il est élaboré en fonction d'un cahier des charges mécanique et chimique. On distingue quatre grandes étapes

lors de l'élaboration d'un acier. La première est la métallurgie primaire dont le but est de transformer le minerai pour aboutir à un métal liquide. La deuxième étape est la métallurgie secondaire, elle comporte plusieurs opérations. On distingue notamment l'affinage (élimination des éléments nocifs), la mise à la nuance qui donne les propriétés chimiques du matériau par l'ajout des composants additionnels. L'acier liquide peut être solidifié par la coulée continue ou dans les lingotières. Les aciers utilisés pour la construction et la carrosserie des voitures sont produits par la coulée continue puis laminés à chaud et à froid avant d'être utilisés. Les aciers à haute résistance mécanique comme ceux utilisés dans cette étude sont coulés en lingotières avec des lingots qui peuvent même peser jusqu'à 300 tonnes métriques. Vient ensuite la mise en forme, cette phase donne une partie des propriétés mécaniques finales. Le lingot est forgé et traité thermiquement par une trempe et des cycles de revenu si nécessaire. Enfin vient la dernière étape de façonnage qui correspond à l'usinage et les traitements de surface (Philibert, Vignes, Bréchet, & Combrade, 1998).

L'un des atouts de l'acier réside dans la flexibilité des valeurs qu'il est possible d'obtenir pour le module d'élasticité E (ou module de Young), la limite élastique R_e et la résilience K en fonction de son élaboration. On distingue plusieurs types d'aciers selon le pourcentage massique de carbone. Ce pourcentage varie de 0.03 et 1.7% de masse de carbone (Beaudet, 2009). Plus la teneur est faible et plus l'acier est dit « doux ». Les aciers alliés se distinguent par la présence de certains éléments d'alliage. Ils peuvent être subdivisés en deux catégories : les aciers faiblement alliés contenant moins de 5% massique en éléments d'alliage et les aciers fortement alliés avec plus de 5%. Les autres éléments d'addition ont chacun un rôle. Dans le cas de l'acier utilisé dans cette étude, le manganèse (Mn) augmente la trempabilité, l'usinabilité et favorise la présence d'austénite qui améliore la ténacité, le silicium (Si) accroît la résistance à la déformation, le molybdène (Mo) augmente la trempabilité, la résistance au fluage et la résistance à haute température et enfin le chrome (Cr) forme des carbures qui augmentent la résistance mécanique. Lors de la coulée, la répartition des différents éléments dans les blocs d'aciers peut être considérée comme une diffusion homogène et symétrique (Beaudet, 2009). Cependant, dans le cas des grands lingots, un phénomène connu sous le nom « macroségrégation » peut se produire. Ce phénomène résulte

en une répartition hétérogène des éléments d'alliage dans certaines zones. La macroségrégation dans les lingots de grandes tailles doit être contrôlée car elle peut conduire à des variations non acceptables des propriétés mécaniques et, par le fait même au rejet de la pièce.

1.1.2 Structure de l'acier

L'étude de la métallurgie des aciers permet de relier leurs propriétés mécaniques à leur microstructure. Dans le cadre du contrôle non destructif, la compréhension de ces facteurs est primordiale, car elle permet d'appliquer les connaissances acoustiques à l'acier étudié. Les métaux sont agencés en grains séparés par des joints. Ces grains sont eux-mêmes définis par leur orientation cristalline et leur phase, principalement de la perlite, de la bainite et de la martensite pour les aciers (ESLING Claude & BUNGE (1929-†2004) Hans Joachim, 2012). Afin de connaître cette composition, il faut se référer au diagramme d'équilibre Fer-Carbone. L'acier utilisé dans cette étude est à teneur faible en carbone (moins de 0,5%). Lors de la solidification la première phase qui se forme est le fer delta avec un réseau cristallin cubique centré. Ensuite c'est le fer gamma ou l'austenite de structure cubique à face centrée qui se forme. Aux températures plus basses, une structure composite formée de fer alpha (cubique centré) et des carbures de fer (cementite) se forme. À part ces structures d'équilibre, d'autres structures telles que la martensite et la bainite se forment aussi lors du refroidissement de l'acier. La martensite est une phase hors équilibre qui se forme lors d'un refroidissement rapide de la phase austénitique (i.e. au-delà de 900C) à la température ambiante. Ce processus est appelé trempe et est très couramment utilisé pour augmenter la limite d'écoulement et la résistance maximum de l'acier. La transformation martensitique augmente sensiblement la dureté de l'acier. Cette augmentation est associée au piégeage des atomes de carbone dans le réseau cristallographique de l'austénite et la déformation plastique de ce dernier. D'un point de vue microstructural, la martensite se présente sous forme d'aiguilles ou de plaques. Son réseau est tétragonal centré (TC), car il résulte de l'allongement suivant un axe du réseau cubique à face centrée (CFC) de l'austénite. Enfin, la bainite apparaît quand le taux de refroidissement ou la température de transformation se situe entre la formation de

la perlite et de la martensite. Selon la vitesse de refroidissement, la structure de la bainite varie. Elle est alors appelée bainite supérieure ou inférieure et possède une structure cubique centrée. Ces différents constituants ont des influences sur les propriétés mécaniques de l'acier. Dans le cas des lingots de grandes tailles, les différences de vitesses de refroidissement entre la surface et le cœur créent un gradient de microstructure à travers l'épaisseur, avec une microstructure martensitique en surface et une microstructure perlitique à cœur et un mélange martensite, bainite, austenite résiduelle et perlite entre les deux. Afin d'améliorer l'homogénéité et l'isotropie microstructural de l'acier on lui applique des traitements thermomécaniques qui de plus permettent de faire la mise en forme du lingot coulé.

1.1.3 Traitements thermomécaniques

Les traitements thermomécaniques (TTM) occupent une place importante et leur emploi suit généralement le schéma donné sur la Figure 1-1 qui comporte deux étapes : la transformation primaire incluant généralement une déformation à chaud (par exemple forgeage) ainsi que la transformation secondaire comportant une trempe et un recuit.

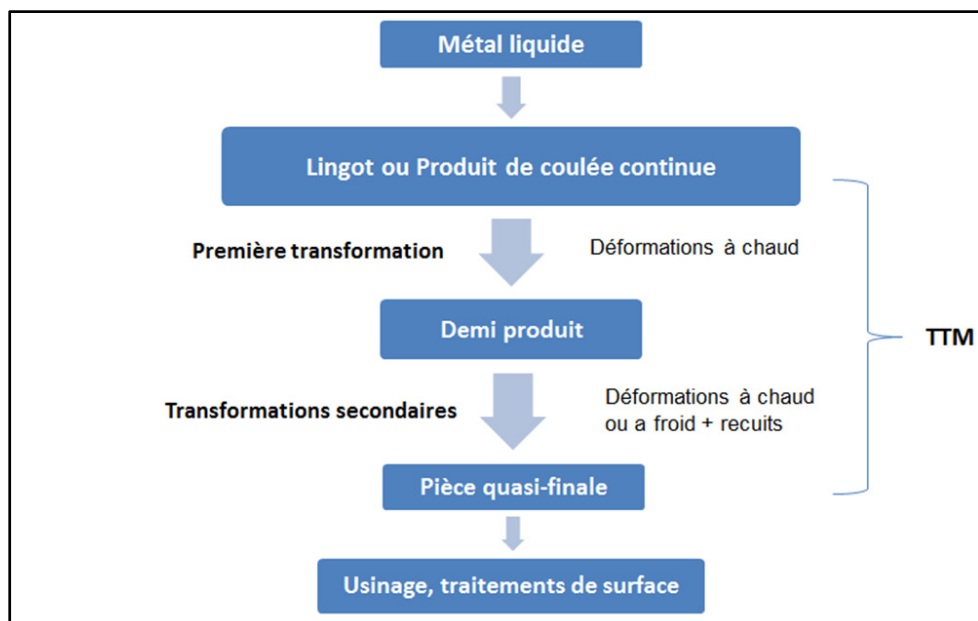


Figure 1-1 Schéma des traitements thermomécaniques dans les processus de fabrication

La première transformation d'un métal est associée à la déformation à chaud du produit de coulée. Cette modification peut être effectuée en matrice ouverte (comme dans le cadre de ce projet) ou fermée. Contrairement à la matrice fermée, en matrice ouverte le lingot n'est pas transformé par compression à l'intérieure d'un moule fermé. Le produit a donc la possibilité de s'étendre dans toutes les directions, car il n'est pas contraint. Les opérations de forgeage nécessitent des chauffages à haute température se situant entre 1000 et 1300°C. À cette température, l'acier est sous sa forme austénitique. La structure sera d'autant plus fine que la température de fin de forgeage sera basse, à condition de rester au-dessus de la température de recristallisation (Rambaud Jean-Baptiste, 1988). Des simulations ont permis de déterminer les déformations appliquées par le forgeage à l'aide d'une formule approchée (Boyer & Gall, 1985) ou par éléments finis (Yang & Yoo, 1997). La déformation à haute température appliquée lors du forgeage modifie significativement la microstructure du lingot. En particulier, elle permet de 'casser' les gros grains de la structure de coulée et les transformer en des grains beaucoup plus petits et equiaxes rendant ainsi le matériau beaucoup plus homogène et isotrope. Le processus de changement des grains est appelé la recristallisation (Philibert et al., 1998). Pour une composition donnée de l'acier, la taille des grains recristallisés dépend de la déformation, du taux de déformation appliqué et de la température de déformation. En contrôlant ces variables il est possible de prédire la taille des grains recristallisés après le traitement thermomécanique. Cependant, il faut noter que dans le cas des grands lingots, de même que le gradient de température, un gradient de déformation et de vitesse de déformation existe à travers l'épaisseur du lingot ce qui résulte en des cinétiques de recristallisation différentes entre la surface et le cœur. Ou encore, alors que les zones proches de la surface peuvent être recristallisées, celles au proche du cœur ne la sont pas et à la fin du forgeage des grandes pièces, il est possible de trouver des très gros grains au centre et de très petites en surface.

Les deux principales transformations secondaires (la trempe et le recuit) peuvent être appliquées plusieurs fois successivement. La trempe est un refroidissement rapide qui a pour

but d'augmenter la dureté de l'alliage dont le niveau est surtout proportionnel à la teneur en carbone et d'autres éléments d'alliages. Le plus souvent, la trempe est effectuée en plongeant la pièce dans un bassin d'eau, d'huile ou de polymère. D'autres facteurs influent sur le résultat final comme la taille de la pièce, ses propriétés physiques (chaleur spécifique, conductibilité thermique, etc.) ainsi que sa composition (Beaudet, 2009).

1.1.4 Défauts introduits lors de la production des aciers

Plusieurs types de défauts peuvent être présents et sont généralement liés à une étape de la production :

- Défauts liés au forgeage

Les déchirures sont des fissures transversales dues à des déformations trop brutales ou à une température inadaptée. Il est aussi possible d'observer des replis de forge formés par la succession des frappes. Ces défauts sont créés principalement lors des réductions de section. Ensuite, les incrustations d'oxydes peuvent provenir de plusieurs facteurs comme un maintien trop long à haute température, un environnement trop oxydant ou un manque de soins lors du forgeage induisant un décalaminage insuffisant. Enfin, les défauts dits en flocon sont dus à la conjonction entre la teneur en hydrogène et la contrainte mécanique. Ils sont donc plus présents au cœur du lingot où les contraintes sont maximales. Ils s'apparentent à des fissures extrêmement fines et planes de diamètres variant de quelques millimètres à quelques centimètres (RAMBAUD Jean-Baptiste, 1988).

- Défauts liés à la seconde transformation

Les traitements secondaires et les effets indirects comme le chauffage, refroidissement et traitements thermiques induisent d'autres types de défauts. Les tapures interviennent sous l'effet de contraintes trop importantes produites par un changement de température. Dans la plupart des cas, elles débouchent en surface dans le cas d'un chauffage contrairement au

refroidissement ou celles-ci restent à l'intérieure du bloc. La décarburation est une autre source de défaut qui intervient lorsque les carbones des couches superficielles sont éliminés à cause de l'interaction avec l'oxygène de l'atmosphère. Un grossissement du grain non désiré peut aussi être observé si la température de trempe est trop élevée. D'autres modifications des propriétés mécaniques peuvent être induites par des mauvais réglages de température de revenu ou d'austénitisation incomplet caractérisée par une dureté plus faible. Enfin, une distorsion de la pièce peut intervenir lors d'un chauffage ou d'une trempe effectué de manière non uniforme.

Comme vu dans les paragraphes précédents, l'élaboration d'un acier demande de nombreuses connaissances concernant la chimie et les traitements thermiques afin de contrôler la structure et le comportement mécanique du matériau. Dans le cas de l'étude d'un bloc d'acier ayant subi des TTM, il est possible d'affirmer que la recristallisation permet d'obtenir un matériau plus homogène et isotrope (Semiatin, 1957; Van Tyne, 2005). Ce postulat est d'autant plus vrai dans le cas particulier des grandes dimensions car les processus de refroidissement est grandement ralenti comparé à des petites épaisseurs. Il est donc possible de considérer que les blocs d'acier forgé de grandes dimensions peuvent être assimilés à des matériaux localement isotropes pour la propagation des ondes ultrasonores.

1.3 Inspection ultrasonore

L'utilisation des ultrasons a débuté dans le domaine médical et industriel avec des sondes mono élément. Au cours de sa propagation acoustique, une onde ultrasonore va interagir avec tout changement d'impédance (qui correspond à la résistance qu'une onde rencontre quand elle se propage). Ces discontinuités, caractérisées par une altération localisée des propriétés du matériau est généralement liée dans le CND à une fissure ou une hétérogénéité. L'onde va interagir avec ces réflecteurs et produire un écho qu'il est possible d'exploiter pour estimer l'emplacement ainsi que la taille de ceux-ci.

1.1.5 Propagation des ondes ultrasonores

- Vitesse de propagation :

Dans le cas de l'étude, le matériau est orthotrope, car l'orientation de ses grains après les traitements peut être assimilée à une forme de fibre. Mais étant donné que le bloc d'acier subit une recristallisation ou une restauration, théoriquement seule la taille des grains varie en fonction de la profondeur et de la proportion des phases en présence. En sachant que cette variation est très faible (quelques centaines de micromètres) il est possible de faire le postulat que pour une petite épaisseur, le matériau est localement isotrope, mais anisotrope dans sa globalité. Il est alors possible d'écrire la constante d'élasticité pour une faible épaisseur ainsi :

$$c = \begin{pmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{13} & 0 & 0 & 0 \\ c_{21} & c_{22} & c_{23} & 0 & 0 & 0 \\ c_{31} & c_{32} & c_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & c_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & c_{66} \end{pmatrix}$$

Dans un solide, ces ondes sont caractérisées par leurs célérités (DE ROUMILLY Loïc, 2012) :

$$V_L = \sqrt{\frac{c_{11}}{\rho}}, \quad V_T = \sqrt{\frac{c_{44}}{\rho}}$$

comme $c_{11} = \lambda_{Lamé} + 2\mu_{Lamé}$, $c_{44} = \mu_{Lamé}$, $\lambda_{Lamé} = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)}$ et $\mu_{Lamé} = \frac{E}{2(1+\nu)}$

l'expression des célérités longitudinale V_L et transversale V_T en fonction de propriétés du matériau devient:

$$V_L = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad V_T = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\nu)}}$$

Avec E le module de Young et ν le coefficient de Poisson

Dans le cas de l'acier par exemple, ces valeurs sont d'environ $V_L = 5\,900 \text{ m.s}^{-1}$ et $V_T = 3\,200 \text{ m.s}^{-1}$.

- Équation de propagation :

Pour cette étude, il est nécessaire de connaître les lois de propagation des ondes dans un milieu isotrope et homogène. Dans ce cas, le matériau ne subit pas de déformation irréversible, le tenseur des déformations ε_{ij} s'écrit en fonction du seul déplacement (noté $\vec{u}$) lors du passage de l'onde au coordonnées x_j (Cheeke, 2012):

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$$

Dans le cas d'un comportement élastique linéaire, la loi de comportement reliant le composant du tenseur des contraintes et tenseur des déformations s'écrit :

$$\sigma_{ij} = c_{ijkl} \varepsilon_{kl}$$

avec c_{ijkl} : les composantes du tenseur d'ordre 4 des constantes d'élasticité du matériau.

D'autre part, ρ étant la masse volumique du milieu soumis à la perturbation, il est possible d'appliquer le principe fondamental de la dynamique :

$$\rho \frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} = \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j}$$

En combinant ces trois équations, on obtient :

$$\rho \frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} = c_{ijkl} \frac{\partial^2 u_l}{\partial x_j \partial x_k}$$

La solution générale recherchée est sous la forme d'une onde plane progressive monochromatique de pulsation ω , et dont le champ de déplacement en un point est défini par le vecteur de position $\vec{x}$ à l'instant t (G. Connolly, 2009):

$$\vec{u}(\vec{x}, t) = A \vec{P} \exp(j(\omega t - \vec{k} \cdot \vec{x}))$$

Où A est l'amplitude initiale de l'onde, $\vec{P}$ est sa polarisation et k son vecteur d'onde; avec $\vec{k} = \frac{\omega}{V} \vec{n}$ où $\vec{n}$ est le vecteur unitaire normal au plan d'onde et V est la vitesse de phase.

En substituant la dernière équation à la précédente, il est possible d'obtenir :

$$|\Gamma_{il} u_l - \rho V^2 u_i| = 0$$

Avec $\Gamma_{il} = c_{ijkl} n_j n_k$ le tenseur de Christoffel.

Dans le cas présent, ce dernier est d'ordre 2 et symétrique en raison des propriétés de symétrie du tenseur élastique. Il est donc possible d'exprimer le tenseur de Christoffel (avec la notation de Voigt pour simplifier) :

$$\begin{aligned} \Gamma_{11} &= c_{11} n_1^2 + c_{66} n_3^2 + c_{55} n_3^2 \\ \Gamma_{22} &= c_{66} n_1^2 + c_{22} n_2^2 + c_{44} n_3^2 \\ \Gamma_{33} &= c_{55} n_1^2 + c_{44} n_3^2 + c_{33} n_3^2 \\ \Gamma_{12} &= c_{66} n_1 n_2 \\ \Gamma_{13} &= c_{55} n_1 n_3 \\ \Gamma_{23} &= c_{44} n_2 n_3 \\ \Gamma_{21} &= \Gamma_{12}, \quad \Gamma_{31} = \Gamma_{13}, \quad \Gamma_{32} = \Gamma_{23} \end{aligned}$$

Après découplage des équations de propagation pour les contraintes normales et tangentielles pour la loi de Hooke :

$$\Gamma_{ii} = \lambda_{Lamé} \left(\frac{\partial u_1}{\partial x_1} + \frac{\partial u_2}{\partial x_2} + \frac{\partial u_3}{\partial x_3} \right) + 2\mu_{Lamé} \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \quad \left\{ \begin{array}{l} \Gamma_{11} = \lambda_{Lamé} \frac{\partial u_3}{\partial x_3} \\ \Gamma_{22} = \lambda_{Lamé} \frac{\partial u_3}{\partial x_3} \\ \Gamma_{33} = (\lambda_{Lamé} + 2\mu) \frac{\partial u_3}{\partial x_3} \end{array} \right. \quad \text{Contraintes normales}$$

$$\Gamma_{ij} = \mu_{Lamé} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) + 2\mu_{Lamé} \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \quad \left\{ \begin{array}{l} \Gamma_{11} = 0 \\ \Gamma_{22} = \mu \frac{\partial u_1}{\partial x_3} \\ \Gamma_{33} = \mu \frac{\partial u_2}{\partial x_3} \end{array} \right. \quad \text{Contraintes tangentielles}$$

Avec $\lambda_{Lamé}$ le premier coefficient de Lamé, $\mu_{Lamé}$ le module de cisaillement (ou second coefficient de Lamé). Pour les ondes transversales ($i = j = 1$) et longitudinales ($i = j = 3$), il est possible d'écrire :

$$|\Gamma_{11}u_1 - \rho V_L^2 u_1| = 0 \quad |\Gamma_{33}u_3 - \rho V_T^2 u_3| = 0$$

$$\frac{\partial^2 u_3}{\partial x_3^2} - \frac{1}{V_L^2} \frac{\partial^2 u_3}{\partial t^2} = 0 \quad \frac{\partial^2 u_1}{\partial x_3^2} - \frac{1}{V_T^2} \frac{\partial^2 u_1}{\partial t^2} = 0$$

1.1.6 Conception d'un transducteur mono élément

Bien que d'autres techniques comme les EMAT (Electromagnetic Acoustic Transducer) (Bickerstaff, Vaughn, Stoker, Hassard, & Garrett, 2002) existent, la génération d'onde ultrasonore est généralement effectué à l'aide d'un matériau piézoélectrique de type Titano-Zirconate de Plomb (PZT) (Lu & Proulx, 2005). Ses caractéristiques piézoélectriques déterminent la polarisation de la sonde alors que son épaisseur définit la fréquence centrale par la formule :

$$e = \lambda/2$$

Avec e l'épaisseur de l'élément piézoélectrique et λ la longueur d'onde associée à la fréquence de l'inspection. La bande passante dépend quant à elle des propriétés piézoélectriques, mais aussi de la géométrie totale de la sonde qui se comporte comme un système masse-ressort. Enfin, l'amortissement permet de moduler le nombre de cycles associé à la réponse impulsionnelle.

L'effet piézoélectrique étant réversible, la sonde peut servir d'émetteur et de récepteur. Le reste de la sonde est constitué d'une face de protection permettant d'adapter l'impédance aussi appelée lame quart d'onde dont le but est de maximiser l'énergie transmise dans le matériau. Pour cela deux paramètres sont pris en compte :

- l'impédance qui est définie par l'équation (Zhu, 2008)

$$Z_0 = \sqrt{Z_c \cdot Z_m}$$

Avec Z_0 l'impédance acoustique ($Z = \rho c$) optimale, Z_c celle du matériau piézoélectrique et Z_m celle du matériau inspecté.

- L'épaisseur qui est fixée à $\lambda/4 + n \lambda/2$ (Alvarez-Arenas, 2004) avec n un entier impair (1,3,5...). L'objectif est de mettre en phase l'onde réfléchié successivement par l'interface matériau/lame quart d'onde puis PZT/lame quart d'onde avec l'onde du cycle suivant. Ainsi les amplitudes sont constructives et la perte d'énergie est minime.

Le reste de la sonde est composé d'un matériau amortissant placé au-dessus du matériau piézoélectrique. Il est généralement composé d'époxy de tungstène (Archambault, 2010) dont la fonction première est d'adapter l'impédance afin de limiter les réflexions avec l'élément piézoélectrique et réguler la bande passante en modifiant la masse de la sonde.

Actuellement, la conception du transducteur est maîtrisée et les découvertes dans ce domaine sont généralement liées à de l'optimisation. Ainsi, les adaptations réalisées par l'équipe de Cannata (Cannata et al., 2003) ont permis de s'affranchir de la lentille de focalisation en

ayant recours à une surface concave ou convexe directement formée par le couple de l'élément piézo-électrique et de la surface protectrice. On note également des progrès très prometteurs dans le domaine des sondes flexibles (Chassignole et al., 2009, Chassignole et al. 2010).

1.1.7 Champ ultrasonore

Tout comme les ondes optiques, les ondes ultrasonores possèdent des maxima et des minima énergétiques. En régime harmonique dans un milieu fluide homogène le champ ultrasonore peut être discrétisé en deux parties :

- La zone la plus proche du transducteur est appelée champ proche (ou zone de Fresnel). Le champ ultrasonore n'est pas proprement établi et cette zone comporte une alternance de minima et maxima de pression acoustique liés aux interférences des différentes contributions de l'élément émetteur. Son utilisation est donc difficilement exploitable et sa dimension doit être prise en compte lors de la conception de la sonde. Il est possible de calculer la distance entre l'élément piézoélectrique et le premier maximum établi N en utilisant les équations pour un élément cylindrique et pour un élément rectangulaire (Olympus, 2004).

$$N_{\text{disque}} = \frac{D_{\text{probe}}^2 f}{4 V}$$

$$N_{\text{rectangle}} = \frac{q L_{\text{probe}}^2 f}{4 V}$$

Avec D_{probe} le diamètre de l'élément, L_{probe} la longueur de l'élément, q un facteur de correction pour le champ proche des éléments rectangulaires (Gros, Cameron, & King, 2002), f la fréquence et V la vitesse de propagation de l'onde.

- La région du champ lointain située après le premier maximum établi (ou zone de Fraunhofer) où l'amplitude décroît en fonction de la divergence et de l'atténuation du

faisceau ultrasonore. La divergence à -6 dB (θ) peut être calculée à partir de la relation pour un élément circulaire et pour un élément rectangulaire (Olympus, 2004).

$$\sin(\theta_{disque}) = 0,51 \frac{\lambda}{D}$$

$$\sin(\theta_{rectangle}) = 0,44 \frac{\lambda}{L}$$

1.1.8 Atténuation du champ ultrasonore

Dans la zone du champ lointain, la pression acoustique diminue en fonction de la divergence et de l'atténuation. Cette dernière est une des principales limitations lors de l'inspection par ultrason et donc par extension dans le cadre de l'imagerie multiéléments. L'atténuation est généralement décomposée en deux composantes (Davis, 1998): l'absorption qui est liée aux pertes par effet de Joule et la diffusion dans le milieu. Cette dernière correspond à la réflexion de fraction minime d'énergie ultrasonore. Son comportement est donc directement relié à la taille des microdiffuseurs du matériau qui, dans le cas d'un acier, sont les grains (Papadakis, 1964). Il est alors possible de définir 3 régimes : 1) Rayleigh pour une taille de grain inférieure à la longueur d'onde, 2) Stochastique pour une taille de grain proche de la longueur d'onde et 3) diffusif pour une taille de grain supérieure à la longueur d'onde. Dans certains cas, il est à noter que la diffusion peut avoir un impact direct sur les mesures par la génération de réflexions ayant une apparence aléatoires de faible quantité d'énergie induisant un bruit de structure communément appelé « grass » (Shull, 2002).

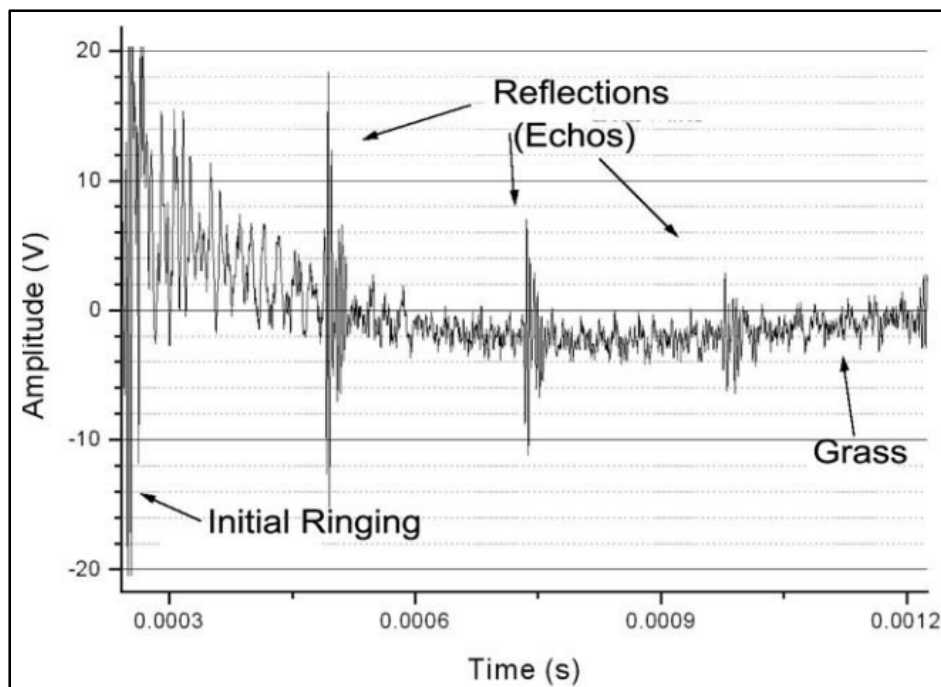


Figure 1-2 Réponse temporelle d'un matériau introduisant du "Grass" (Olympus, 2004)

1.4 Imagerie multiéléments

Dans le but d'augmenter les capacités d'inspection des techniques ultrasonores, plusieurs méthodes ont été développées en découplant l'émetteur et le récepteur ou en utilisant une combinaison d'éléments. Il est, par exemple, possible de citer les mesures par transmission couramment utilisées pour la mesure d'atténuation ou d'ostéoporosité (Njeh, Boivin, & Langton, 1997), l'analyse de soudure par TODF (time of flight diffraction) (Zhang, Wang, Zuo, & Wang, 2008), la tomographie par UT (Nebeker & Nelson, n.d.), ou encore l'imagerie multiéléments. Cette dernière connaît un essor important dans le domaine industriel (Mahaut, Roy, Beroni, & Rotter, 2002; Song, Shin, & Jang, 2002) et permet, par un procédé proche de la triangulation par écholocalisation, de générer des images, d'extraire de nombreuses informations jusqu'alors non mesurables et d'accélérer significativement les contrôles.

1.1.9 Techniques d'acquisitions multiéléments

Les transducteurs ultrasonores multiéléments sont composés de plusieurs éléments piézoélectriques disposés linéairement ou en forme de matrice et dont le nombre dépasse rarement 128 (mis à part un usage très spécifique souvent lié au domaine médical). Les sondes matricielles permettent de réaliser des images en 3 dimensions (Solberg, Lindseth, Torp, Blake, & Nagelhus Hernes, 2007) sont peu courantes en raison de leur coût élevé. L'agencement linéaire est généralement préféré et couramment employé dans l'industrie et le médical. On peut aussi citer les transducteurs circulaires, annulaires, et sectoriels bien qu'ils ne soient pas utilisés dans le cadre de ce projet.

Lors d'un contrôle non destructif par ultrason, plusieurs types de scans peuvent être différenciés avant le processus reconstruction d'image. Tout d'abord, une sonde mono-élément génère un A-Scan qui correspond à la trame temporelle enregistrée. Quand un scan manuel est effectué, la juxtaposition des A-Scans est appelé B-Scan de valeur unique. Le terme de B-Scan peut aussi être utilisé avec des séquences d'émissions plus complexes avec une sonde multiéléments. Elle correspond donc à la matrice non traitée des données enregistrées lors d'une séquence d'acquisition. Dans certains cas, le B-Scan est directement exploitable pour identifier les défauts. D'autres méthodes de scans sont aussi utilisées comme le C-Scan qui effectue un scan en deux dimensions (manuellement, à l'aide d'une sonde multiéléments ou en combinant les deux méthodes) ou encore le S-Scan qui effectue un scan sectoriel. L'activation des éléments se divise en une série de séquences autrement appelées tirs permettant de définir les éléments actifs et le voltage appliqué à chacun d'entre eux dans le but par exemple d'appliquer une apodisation (Seo & Yen, 2008). Le Synthetic Aperture Focusing Technique (SAFT) (Nanekar, Jothilakshmi, Kumar, & Jayakumar, 2017; Trots, Nowicki, & Lewandowski, 2009) a été la première méthode d'acquisition utilisée pour l'imagerie. Elle consiste en une activation itérative des éléments d'une sonde multiéléments ou un scan mécanique avec une sonde mono élément suivis par une reconstruction d'image. Suite à cela plusieurs autres méthodes ont été développées avec des émissions plus complexes. Chacune de ces séquences est associée à une loi des retards permettant

d'appliquer des délais avant l'émission. En partant du principe que la combinaison des éléments peut être considérée comme une source élémentaire en phase (d'après le principe de Huygens-Fresnel) il est possible de maîtriser les caractéristiques du faisceau et de générer un front d'ondes focalisé électroniquement (Azar, Shi, & Wooh, 2000). Cette dernière est particulièrement utilisée, car elle permet de concentrer l'énergie en appliquant une loi des retards permettant de faire converger le front d'onde. Si ce front d'onde est amené à converger dans une zone prédéfinie, l'énergie y sera alors maximisée (Figure 1-3).

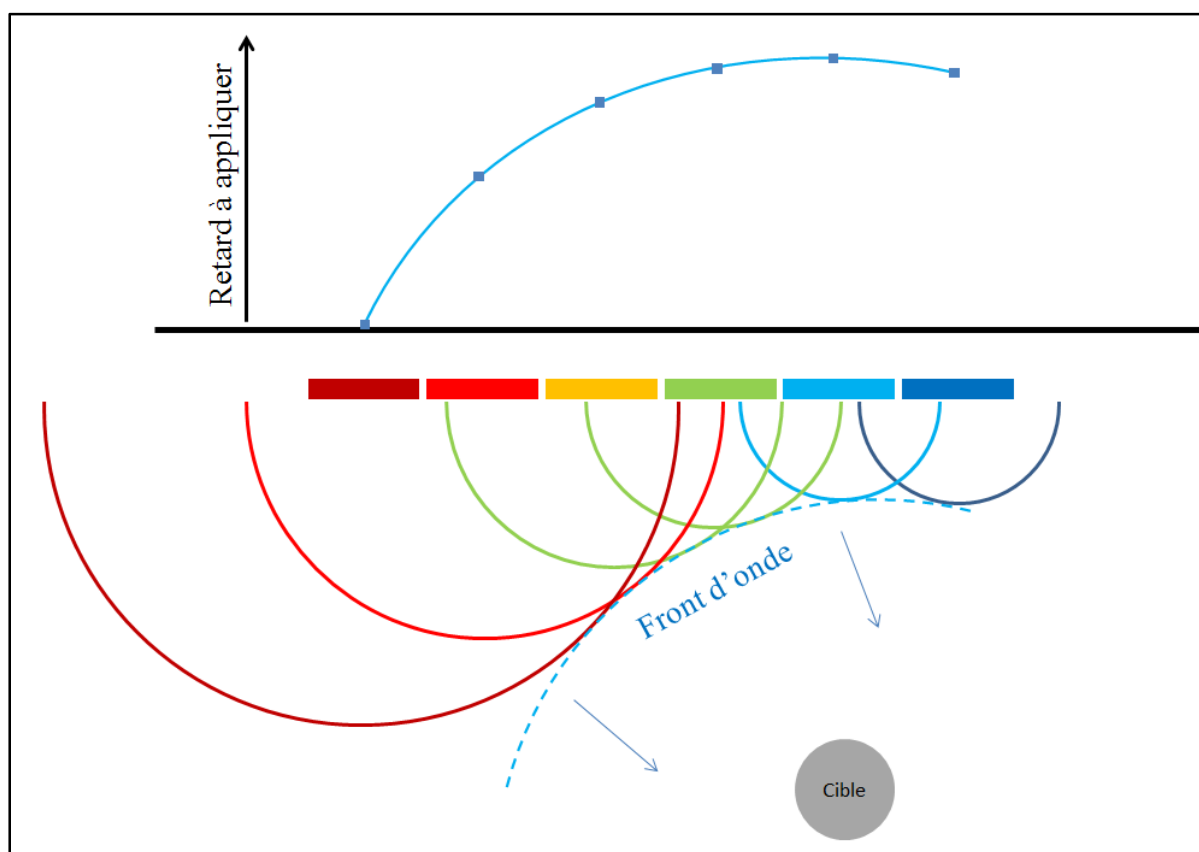


Figure 1-3 Principe de la focalisation électronique et de la loi des retards associée

En procédant à plusieurs tirs successifs, il est possible de scanner la pièce. Augmenter le nombre de tirs par zone permet d'améliorer la résolution ainsi que le rapport signal sur bruit (RSB) mais la vitesse d'acquisition est alors réduite. En combinant plusieurs tirs, il est possible d'effectuer un scan électronique (Somer, 1968). D'autres modes d'acquisitions sont

possibles comme le scan sectoriel (Wanin Maurice, 2001) ou le balayage linéaire qui procède à une translation du champ ultrasonore en activant – désactivant successivement un nombre défini d'éléments juxtaposés. Enfin, en utilisant une loi des retards linéaire il est possible de générer une onde plane ayant une direction de propagation α (Duerinckx, 1981) (Figure 1-4).

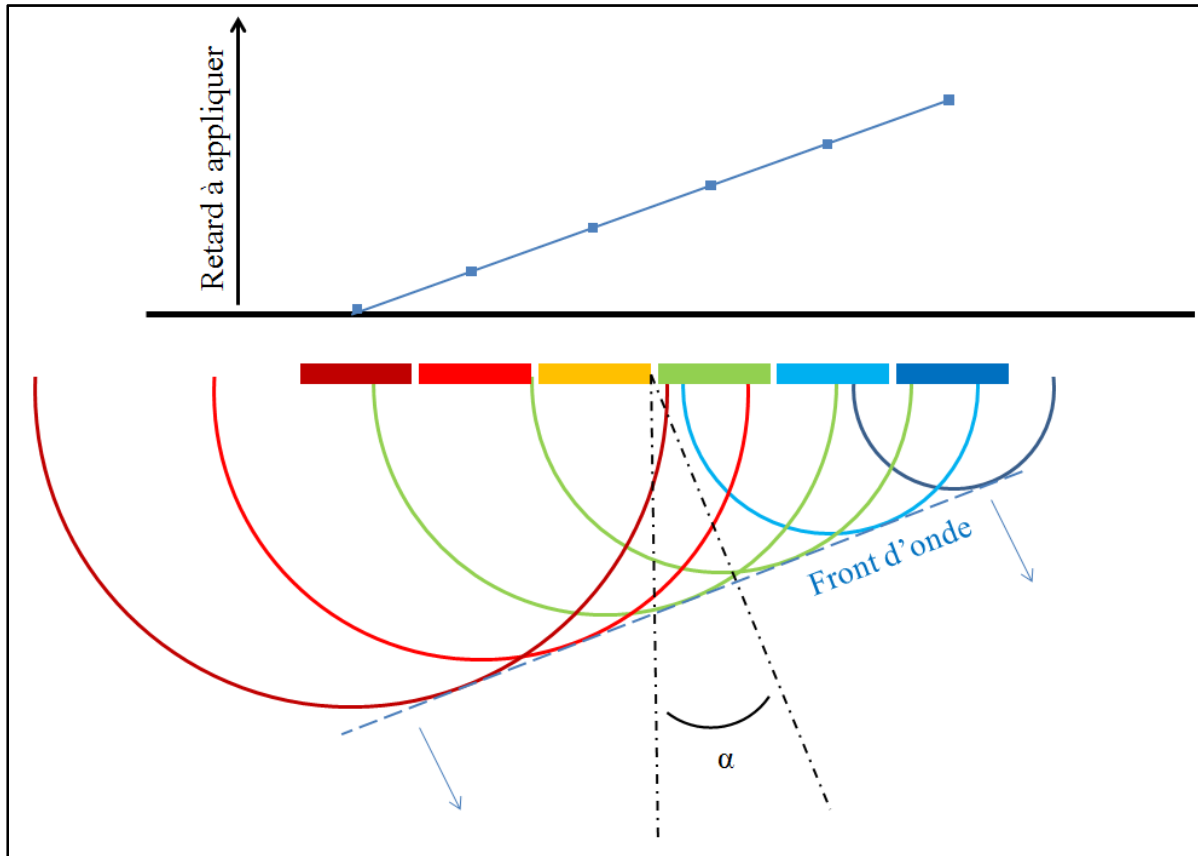


Figure 1-4 Principe de la génération de front d'onde plane orienté par une loi des retards

Les inspections par ondes planes sont généralement effectuées à l'aide de plusieurs tirs ayant chacun un angle propre afin de multiplier les nombres d'angles d'incidence avec les réflecteurs contenus dans le bloc testé. Il a ainsi été démontré qu'il était possible d'améliorer le RSB (Tiran et al., 2015) ainsi que la vitesse d'acquisition (Montaldo, Tanter, Bercoff, Banech, & Fink, 2009). Enfin, cette méthode de génération d'onde est particulièrement adaptée au domaine médical et plus particulièrement à l'imagerie Doppler (Adler, Carson,

Rubin, & Quinn-Reid, 1990) ou encore à l'élastographie (Montaldo et al., 2009) où la vitesse d'acquisition est importante.

1.1.10 Modes d'émissions avancées

Basées sur ces émissions, d'autres méthodes ont été développées avec pour objectifs d'améliorer la vitesse d'acquisition, la sensibilité ou la résolution.

- Full Matrix Capture (FMC) (C. Holmes, Drinkwater, & Wilcox, 2004; Caroline Holmes, Drinkwater, & Wilcox, 2005; Long, Russell, & Cawley, 2012) dont l'acquisition utilise tous les couples émetteurs-récepteurs disponibles. Comme il n'y a pas de faisceau focalisé électroniquement, l'inspection est similaire dans l'ensemble du champ ultrasonore. La vitesse d'acquisition de cette méthode est liée au nombre d'éléments, car si la réception peut se faire simultanément sur tous les éléments, les émissions nécessitent autant de séquences que d'éléments. L'imagerie par FMC a l'avantage d'être facile à mettre en œuvre, car elle ne nécessite pas de loi des retards et son absence de focalisation électronique la rend facilement exploitable.
- Mode Paint Brush (Ithurralde & Ccr, 2006) ou scan linéaire qui réalise une acquisition avec une ou plusieurs ouvertures virtuelles successives (Figure 1-5). Tout type de loi de retard peut être appliqué permettant ainsi de former plusieurs faisceaux. Cette méthode est utilisée dans le secteur aéronautique pour gagner du temps de contrôle.

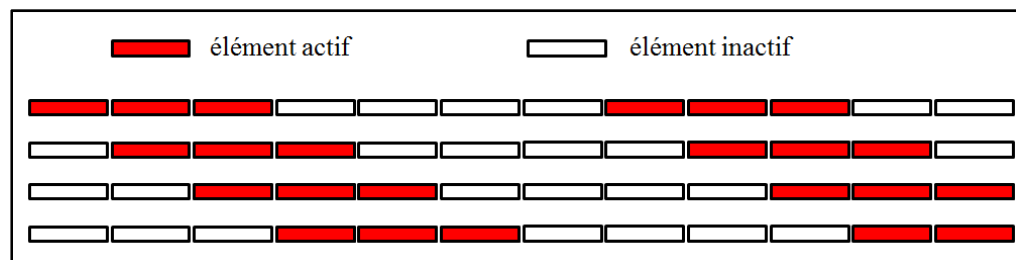


Figure 1-5 Séquences d'activation pour le mode paint brush

- Autofocus et Décomposition de l'Opérateur de Retournement Temporel (DORT) (Minonzio, 2006; E. López Villaverde, Bannouf, Robert, Prada, & Casula, n.d.) qui

s'appuient sur l'analyse mathématique d'une première acquisition pour effectuer un processus itératif dans le but de focaliser les tirs suivants sur les réflecteurs. Cette méthode est elle-même basée sur un processus similaire généralement appliqué lors d'imagerie SAFT en immersion pour reconstruire des surfaces irrégulières.

- Sources virtuelles : dans certains cas il est possible de focaliser l'énergie à certains points dans le bloc afin de créer des nouvelles sources dites virtuelles. Cette méthode permet par exemple de faire de l'émission FMC orientée en inclinant les sources dans le matériau à inspecter ou de générer des sources unitaires de plus grande énergie en couplant plusieurs éléments (Gong, Song, & Chen, 2017).

1.1.11 Reconstruction d'images

Le terme d'imagerie est principalement utilisé pour désigner le processus de génération d'une image représentant une zone à inspecter. Avant la reconstruction, les différentes acquisitions génèrent des données brutes qu'il est aussi possible d'analyser. Il est ainsi possible d'utiliser directement les mesures A-Scan correspondantes aux trames temporelles pour chaque élément (Mountford & Wells, 1972) pouvant être juxtaposées sous forme matricielle appelée B-Scan (Fatemi & Kak, 1980).

Lors d'une acquisition multiéléments, il est ensuite possible de reconstruire une image en utilisant un algorithme de reconstruction. L'espace est discrétisé en sous-espaces appelés pixels dont l'objectif est de calculer l'intensité de l'onde captée par le récepteur pour chacune de ces entités. Pour cela, il faut se baser sur la méthode des délais et sommes (delay and sum) (Wilcox, 2003) et ainsi calculer le délai que met l'onde pour parcourir le chemin entre l'émetteur, la localisation correspondant au pixel reconstruit et le récepteur. Les amplitudes aux délais correspondant au pixel reconstruit sont par la suite sommées pour les différentes séquences. L'onde par ses propriétés interférométriques est alors constructive ou destructive et permet ainsi la formation de l'image (Caroline Holmes et al., 2005). La seconde solution est d'effectuer la reconstruction dans le domaine fréquentiel en fonction du nombre d'onde (Hunter, Drinkwater, Wilcox, Thompson, & Chimenti, 2009). Il est ensuite nécessaire

d'appliquer un filtre de Hilbert (Sharma, Kumar, Jayakumar, Rao, & Mariyappa, 2015) pour extraire l'enveloppe de l'image reconstruite qui est modulée par la fréquence du signal.

1.1.12 Optimisations de reconstruction d'image

Récemment de nombreux travaux ont permis d'améliorer les algorithmes de reconstruction. L'une d'elles, appelée Almost Total Focusing Method (ATFM), permet d'utiliser la réflexion de l'image générée sur le fond de la pièce pour augmenter le nombre de contributions pour générer un pixel et ainsi améliorer le RSB (Long et al., 2012). Une autre méthode d'optimisation appelée Multiple Signal Classification (MUSIC) permet de prendre en compte les informations présentes dans les autres modes de propagation pour affiner la mesure et limiter l'influence de lobes secondaires (Foroozan & ShahbazPanahi, 2012). Celle-ci a été testée pour des matériaux présentant une forte multidiffusion et s'est avérée donner de bons résultats avec une amélioration du RSB d'environ 300 % (Fan, Caleap, Pan, & Drinkwater, 2014). Il est aussi possible de pondérer l'impact des données dans la reconstruction des pixels (Fidahoussen, 2012) en privilégiant les intersections de certaines ondes suivant leur courbe isochrone, en ajoutant un seuillage pour les données éloignées (Focalisation en Tout Point seuillée) ou encore en calculant l'intensité en fonction de la focalisation théorique du transducteur (BScan Vrai Généralisé). Enfin des optimisations se basent sur l'étude statistique du rapport signal-bruit pour définir un type ou une localisation de défaut (Humeida, Wilcox, Todd, & Drinkwater, 2014).

1.1.13 Émissions codées

Afin d'améliorer les capacités d'inspection ultrasonores tel que la résolution et la RSB, une autre optimisation est possible : les émissions codées. Leur principe repose sur la corrélation du signal envoyé avec le signal reçu. Le signal émis est de préférence de forme complexe afin que ses cycles ne soient pas constructifs entre eux. Deux types sont principalement utilisés :

- Les émissions Chirp : la corrélation finale donnera donc un résultat sous la forme de pulse. Le premier est le Chirp donc la modulation est faite en fréquence (Figure 1-6).

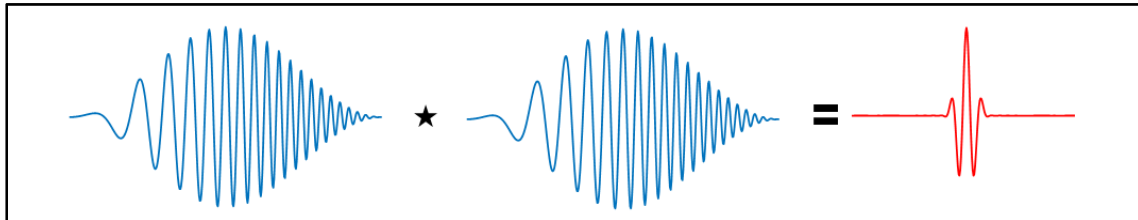


Figure 1-6 Décodage d'une excitation codée en fréquentielle de type Chirp

Cette émission codée est simple à mettre en œuvre car seul un signal d'émission est nécessaire. En revanche elle doit être paramétrée en prenant en compte la réponse en fréquence du transducteur. Dans le cas contraire, le signal émis peut différer du signal de consigne, induisant une mauvaise corrélation et donc un mauvais décodage.

- Les émissions de codes Golay : la méthode est d'effectuer une modification de phase. Il faut en revanche utiliser deux émissions qui seront chacune corrélées avec leur signal respectif pour être ensuite sommée (Figure 1-7).

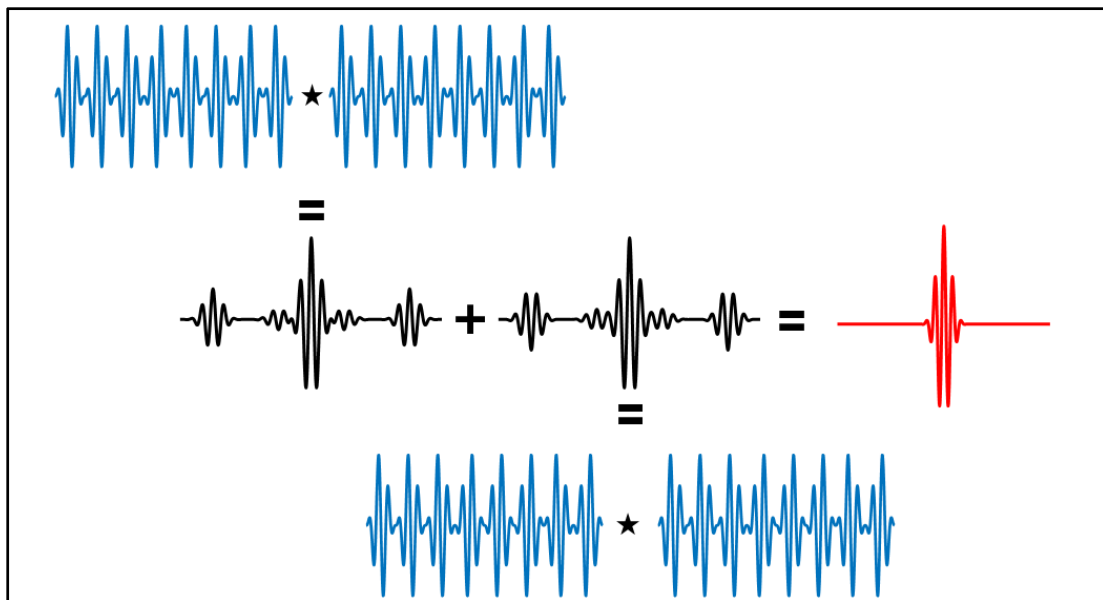


Figure 1-7 Décodage d'une excitation codée de type Golay

Cette émission codée a pour avantage de pouvoir fonctionner sur une largeur de bande plus étroite que le Chirp. En revanche il est nécessaire de transmettre les deux signaux pour chaque séquence d'acquisitions doublant ainsi le nombre de tirs.

1.5 Limitations de l'imagerie multiéléments

Bien que la recherche actuelle permette d'inspecter des géométries de pièce, et des matériaux de plus en plus complexes, l'imagerie ultrasonore reste limitée par un certain nombre de facteurs. Dans un premier lieu, il est possible de citer les limites physiques :

- Champ proche similaire à celui d'un mono élément dans lequel le champ ultrasonore n'est pas établi.
- L'atténuation du matériau. Pour cela un compromis doit être établi entre la résolution et l'énergie du champ ultrasonore en effectuant un dimensionnement approprié des éléments de la sonde. Il est en revanche possible d'améliorer la résolution ou le RSB à l'aide de certaines techniques comme les excitations codées, la méthode DORT etc...)
- Les irrégularités de surface induisant un contact non constant entre la sonde le matériau inspecté.

Ensuite l'imagerie multiéléments est limitée pour certains cas extrêmes :

- Détection de fissure contenue dans le plan de propagation des ondes. Dans le cas d'une fissure de largeur très faible, la surface du réflecteur interagissant avec l'onde est trop faible pour générer une réflexion. Pour éviter cette configuration, il est préférable d'utiliser un sabot incliné. Les fissures perpendiculaires à la direction de propagation seront toujours détectées par rebond direct alors que les ondes contenues dans le plan de propagation seront elles détectées par conversion avec un rebond sur le fond de la pièce. Aussi, en utilisant un angle supérieur à l'angle de réfraction critique des ondes longitudinales, il est possible de limiter le nombre de modes en ne générant que des ondes de cisaillement. Cette méthode possède en revanche deux limitations majeures. Premièrement, dans la majorité des géométries inspectées, le

fond de la pièce n'est plus détecté, car aucune réflexion ne revient directement à la sonde. Il n'y a donc plus de réflecteur servant de référence qui permettrait d'estimer l'amplitude du potentiellement détecté défaut. Deuxièmement, l'ajout d'un sabot modifie la distance de propagation nécessaire pour inspecter la pièce. La distance parcourue pour atteindre le fond de la pièce est multipliée par l'inverse du cosinus de l'angle de l'onde réfracté dans le bloc. À titre d'exemple, pour un angle réfracté de 40 degrés, la distance supplémentaire est de 30 %. Dans le cas d'un matériau fortement atténuant, ce paramètre peut donc être problématique.

- Inspection de soudure. Les soudures sont un milieu particulièrement hétérogène et anisotrope. Le parcours des ondes est alors directement impacté, compliquant la reconstruction. Plusieurs travaux ont permis d'étudier l'influence des soudures sur la précision de l'imagerie de défauts contenus dans les soudures et de proposer différentes méthodes de correction pour améliorer les performances (G. D. Connolly, Lowe, Temple, & Rokhlin, 2010; Ribay, Poidevin, Rougeron, & de Roumilly, 2010).

Enfin, une limitation liée à la nature interférométrique des ondes est à prendre en compte pour les ondes planes. En effet, lors de la génération des ondes planes, il est possible que le signal soit en phase suivant une autre direction induisant ainsi une autre succession d'ondes planes (voir Figure 1-8).

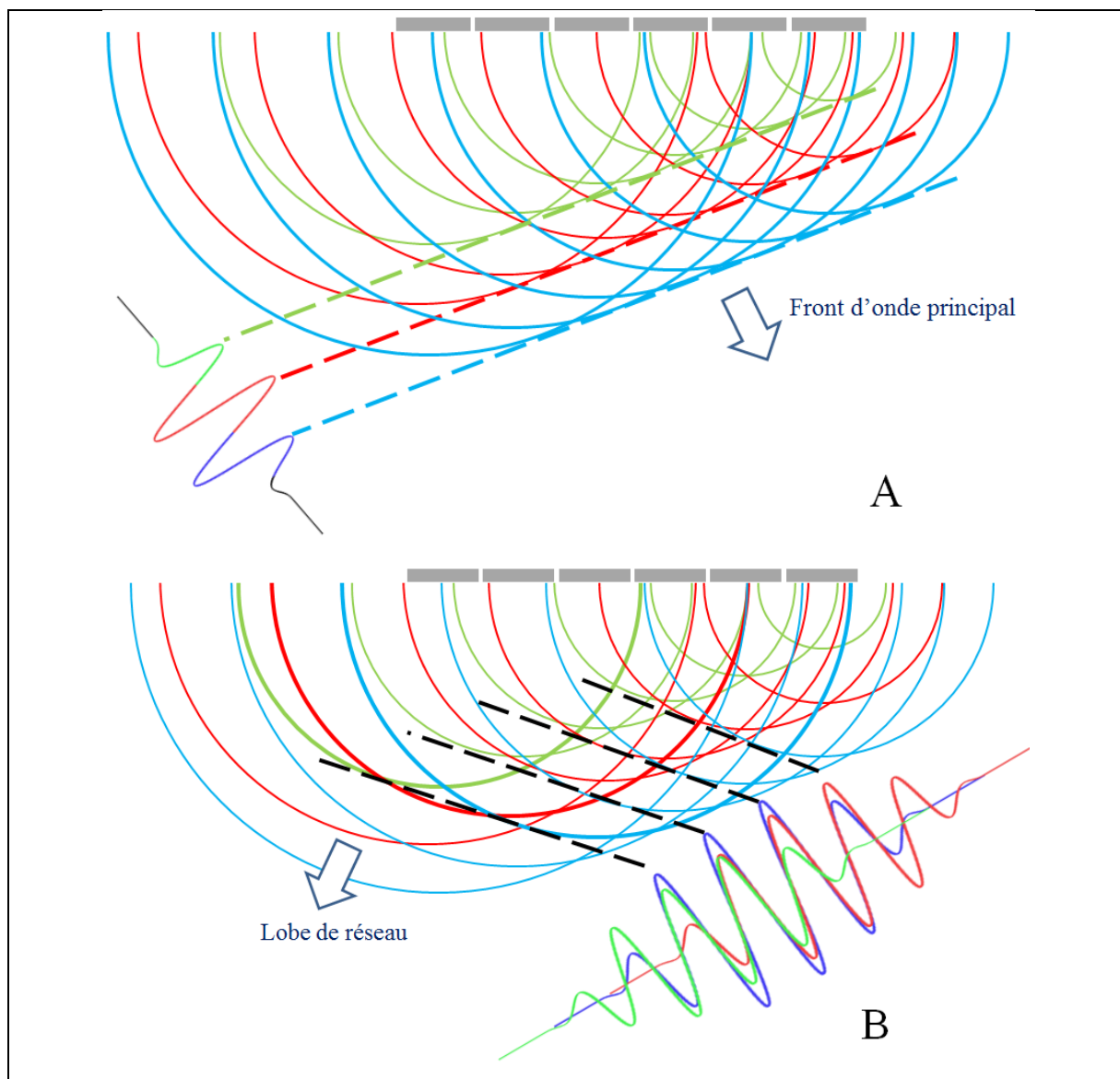


Figure 1-8 Principe des lobes de réseau, A) Front d'onde principal et B) Lobe de réseau

Dans le cas du front d'onde principal, le maximum de la première période de l'onde est associé à la sommation des ondes d'ordre 1 (en bleu sur la Figure 1-8 A). Les autres N maximums des ondes sont liés aux N ordres suivants. La formation des lobes de réseau résulte de la sommation des contributions constructives des autres fronts d'onde ayant des ordres différents. Pour limiter les lobes de réseau, il a été démontré que la distance entre deux

milieux d'éléments devait être inférieure à la moitié d'une longueur d'onde (Drinkwater & Wilcox, 2006).

1.6 Conclusions et présentation des articles

Dans ce chapitre il a été vu que l'imagerie multiéléments par ultrason est un sujet complexe et largement détaillé dans la littérature. De nombreuses méthodes ont été développées dans le but d'augmenter la sensibilité, la résolution, la vitesse ou d'inspecter des matériaux et des géométries plus complexes. Ce travail s'inscrit dans cette optique et présente trois articles dont l'objectif est d'inspecter des blocs d'acier forgé de grandes dimensions.

Ces articles ont pour objectif de répondre aux trois questions liées à la problématique de l'imagerie multiélément de grandes dimensions :

- Le matériau est-il adapté à l'imagerie par ultrason. Pour cela il est nécessaire de caractériser les propriétés de propagations des ultrasons, le degré d'anisotropie, d'hétérogénéité, l'atténuation, la dispersion et enfin la variation des vitesses de groupes.
- En se basant sur les mesures et les conclusions du premier article des simulations seront mise en place pour déterminer les possibilités d'imagerie. Pour cela une sonde de faible ouverture sera réalisée afin de confirmer les simulations.
- Le dernier articles permettra de démontrer les capacités de la sonde optimal dans sa conception finale et sera soumise à divers séquences d'émission afin d'étudier les possibilités d'optimisation qu'il est possible d'apporter au système d'imagerie.

À la suite de ces trois articles, une sonde de fabrication industrielle a été réalisée et testée dans des conditions réelles. Cette section permet ainsi de répondre à la problématique industrielle et conclure sur le potentiel d'une telle technologie.

CHAPITRE 2

INFLUENCE OF LOCAL MECHANICAL PARAMETERS ON ULTRASONIC WAVE PROPAGATION IN LARGE FORGED STEEL INGOTS

Frédéric Dupont-Marillia ^a, Mohammad Jahazi ^b, Serge Lafreniere ^c, Pierre Bélanger ^d

^{a,b,d} Département de Génie mécanique, École de Technologie Supérieure,
1100 Notre-Dame Ouest, Montréal, Québec, Canada H3C 1K3

^c Finkl Steel Sorel - 100 Rue McCarthy, Saint-Joseph-de-Sorel, QC J3R 3M8

Article soumis dans « Journal of Nondestructive Evaluation » pour la publication,
8 mai 2018

2.1 Abstract

In numerous applications, high strength forged steel requires uncompromising quality and mechanical properties to provide advanced performances. Ultrasonic testing (UT) are commonly used for material characterization to measure mechanical properties and for nondestructive testing to detect flaws or other features contained in metallic objects. In steel blocks of relatively small dimensions (at least two dimensions not exceeding a few centimeters), temperature and homogeneity are well controlled during the solidification. However, these parameters may become difficult to control during manufacturing of large objects. Forging and heat treatments are known to modify the microstructure and/or the grain size, therefore affecting elastic properties, and consequently, the ultrasonic inspection reliability. In this context, the relationship between ultrasonic group and phase velocity variations with local properties of a forged and heat-treated 40 000 kg bainitic steel block manufactured in an industrial setting was investigated. The block was cut into a 20mm thick slice that was then divided into 875 parallelepiped samples. A subset was selected for ultrasonic measurements, metallurgical study, and chemical analysis. Ultrasonic phase velocity showed a strong correlation with grain size, whereas group velocity was shown to

vary as a function of the Young's modulus and the chemical composition. Tensile testing was performed to validate the Young's modulus calculated from the ultrasonic group velocities.

2.2 Introduction

UT is used in numerous industrial applications for testing and measurements. Indeed, ultrasonic wave propagation is directly related to the material properties of the object under inspection. When considering isotropic materials, ultrasounds may be used to measure the Young's modulus or the Poisson's ratio (Krautkrämer & Krautkrämer, 2013). It is also, a well-established non-destructive testing (NDT) method commonly used to detect cracks and defects inside metallic parts. Usually, linear scans also called A-scan are performed with a single element ultrasonic probe or imaging is done with phased array transducers. This enables the detection of defects by interpreting the echoes produced by the interaction of the high frequency (usually more than 1MHz) elastic waves with heterogeneities. UT is a combination of material science and wave propagation. From the material science perspective, a sound knowledge of the influence of the mechanical parameters is required because ultrasonic waves are strongly influenced by material properties such as: the Young's modulus, the Poisson's ratio, the density as well as the material microstructural features (Chassignole, El Guerjouma, Ploix, & Fouquet, 2010). These parameters need to be quantified and assessed for reliable NDT and material characterization.

This study focuses on high strength forged steel that is commonly used for critical applications such as turbine shafts or aircraft landing gears. The production process consists of ingot casting followed by open die forging, quench and temper heat treatment. However, in recent years, in response to market needs, very large blocks (more than 1.5m in diameter and weighing up to 5 000 000 kg) have been produced. Unlike smaller blocks, where mechanical properties are well controlled, the large size of the ingot results in high temperature and deformation gradients. Specifically, during the casting process, the cooling time is much longer in large diameter ingots compared to that of smaller ones. Long cooling time is often associated to macro-segregation, resulting in local concentration of carbon and

other alloying elements. The combination of the high thermal and deformation gradients from the surface to the center of the forged ingot results in very fine grains at the surface to very large grains at the center. The kinetics of phase transformations in steel is also dependent on the thermomechanical history of the material and therefore phase proportions will vary from the surface to the center. Therefore these conditions, inherent to large size ingots, lead to the formation of gradual variations in grain size, chemical composition, and phase proportions which directly influence the mechanical properties of the final product (Sinczak, Majta, Glowacki, & Pietrzyk, 1998). Due to the high sensitivity of the applications, the forged blocks must be exempt of defects such as cavities, local segregations, changes in grain size, etc. and therefore very stringent inspection procedures must be used. Thus, it is paramount to assess, using non-destructive technique, the influence of process parameters on the quality of the microstructure, and hence mechanical properties, to avoid non conformity and scrapping of high value added parts at the end of the manufacturing cycle.

A range of parameters including the temperature, the material flow and the strain distribution was modeled as a function of the grain size (Ghassemali, Tan, Wah, Jarfors, & Lim, 2013) using finite elements (FE)(Cho, Jeong, Cha, Bae, & Lee, 2005; Park & Kobayashi, 1984; Price & Alexander, 1979); however, simulating the evolution of macrosegregation (Wu, Li, Kharicha, & Ludwig, 2013), grain size or phase proportions as a function of thermomechanical parameters is still a very complex endeavor(Li, Wu, Ludwig, & Kharicha, 2014; Tanzer et al., 2009). For example, accurate prediction of heat losses, due to free surfaces during heat treatment or dynamic changes during deformation, complicates the microstructure prediction after hot forming (Gu & Beckermann, 1999). On the other hand, the large dimensions of the block have a strong impact on wave propagation especially because of the long propagation distances. This situation requires an in-depth analysis, and an evaluation of the applicability of UT as a reliable NDT technique for analyzing local microstructural heterogeneities (chemical composition, grain size, and phase proportions) in large forged steel blocks.

Ultrasonic inspection is a suitable technique for evaluating the quality of forged steel because of the low wave attenuation (Ali, Elsayed, & Eid, 2013) (usually less than 0.1 dB/mm) and limited variations in steel blocks. From the ultrasonic wave propagation perspective, the inspection of large forged steel blocks is challenging. Defect detection in forged steel using ultrasonic techniques has already been studied extensively for the inspection of small parts (Ricci et al., 2012). When an ultrasonic wave encounters a change of acoustic impedance associated with a flaw, part of its energy is reflected, and an echo is generated, which can be used to detect the flaw. The amplitude of the reflected echo can be related to the severity of the defect by comparing its amplitude with that of the echoes generated in a calibration block. The precise location of the defect is determined through the time-of-flight (TOF) measurement that provides the distance between the transmitter and the reflector when the wave velocity in the material is known (Demirli & Saniie, 2001). For inhomogeneous and/or anisotropic materials, TOF is affected by local wave velocity changes and ray path deviation. These phenomena introduce an uncertainty on the defect location for single element transducer inspection, as well as degrade the image quality in phased array inspection (Fidahoussen, 2012). For the measurements of the Young's modulus and the Poisson's ratio, these variations are also considered as a limitation because the equations required for this method use global longitudinal and shear velocities, which is an average of the local velocities along the propagation path. The local velocities are a function of the local mechanical parameters. Quantification of these variations is therefore paramount to successful UT. To circumvent this problem in ultrasonic imaging, several techniques have been developed to optimize beamforming in inhomogeneous and/or anisotropic materials like time reversal beam focusing (Jeong, Lee, & Lee, 2010), decomposition of the time reversal operator (DORT) (Mordant, Prada, & Fink, 1999), correction of ultrasonic array images using ray-tracing models (G. D. Connolly et al., 2010) or Athena 2D FE modeling (Chassignole et al., 2010). Other researchers have investigated the effect of deformation and heat treatment on ultrasonic waves. Based on the changes introduced by metalworking processes, ultrasonic variations can be used to extract features beyond simple defect detection and lead to an in-depth inspection. In some specific cases, local velocity gradients can be used to assess the density and elastic properties (Jeong & Hsu, 1996). In the case of

steel, it has been shown that the microstructure (Latiff & Fiore, 1975) and consequently heat treatments (Nam, Kim, & Nahm, 2006) affect group velocity. Wiskel *et al.* were able to differentiate bainite and ferrite plus perlite using ultrasonic wave velocities (Wiskel, Kennedy, Ivey, & Henein, n.d.). They demonstrated that each type of microstructure influenced shear wave velocity. Moreover, they observed that yield stress as well as the ductile-brittle transition temperature depended on shear and longitudinal wave velocities. The grain size is another microstructural feature that may influence ultrasonic wave propagation. Specifically, Palanichamy *et al.* estimated grain size in austenitic stainless steel using velocity measurements (Palanichamy, Joseph, Jayakumar, & Raj, 1995). In addition to the variations introduced by mechanical parameters, the granular steel structure introduces complex phenomena such as single and multiple scattering which may impact phase velocity and therefore wave dispersion. Indeed, this latter theory is used to describe wave propagation through a collection of scatterers. Despite the complexity of the subject, models have been proposed to predict the wave amplitude and phase using simple scattering for liquid-solid interfaces (Thompson & Gray, 1983). More recently, structural noise associated with multiple scattering was demonstrated in polycrystalline steel (Bedetti, Dorval, Jenson, & Derode, 2013). A limited number of studies are available in the literature on dispersion in polycrystalline steel but this complex diffusion process was recently studied in other granular materials. For example, negative dispersion associated with frequency dependent ultrasonic backscattering was observed in bones (Jenson, Padilla, & Laugier, 2003). For bone phantoms, the reflector diameters were varying between 152 μm and 305 μm which may be comparable to grain in steel blocks. Indeed, considering that in large size ingots a gradient in the size of the grains will exist between the surface and the centre of the ingot, dispersion of the ultrasonic waves may follow a similar pattern.

The literature described above shows that material microstructure and its interaction with ultrasonic waves is a major challenge for many inspection methods. The research problem investigated in this paper is defined in this context, and aims to characterize and study ultrasonic wave propagation in large blocks of high strength medium carbon low alloy steels. Specifically, mechanical and metallurgical properties of a 40 000 kg high strength large (>1

m in all directions) forged ingots were studied from a perspective of ultrasonic wave propagation. This paper begins with a section describing the materials and methods used in this study. Results and discussions are grouped into the same section and finally conclusions are drawn.

2.3 Material and methods

1.1.14 Metallurgical structure

For this study, a large medium carbon low alloy steel ingot of dimensions $600 \times 120 \times 80 \text{ cm}^3$ was casted in an industrial setting. The ingot was then forged to reach the dimensions $102 \times 127 \times 254 \text{ cm}^3$ followed by quench and double temper operations. A previous study (Chentouf, Jahazi, Lapierre-Boire, & Godin, 2014) on a similar ingot recently provided Continuous Cooling Transformation (CCT) diagrams that can be used to predict the evolution of the microstructure at different locations of the forged ingot. According to these results, the steel block used in this study is expected to be bainite with residual austenite. Based on Recker (Recker, Franzke, Hirt, Rech, & Steingießer, 2010) semi-empirical models that treat large size forged ingots, the grain size after forging is expected to vary between $60 \mu\text{m}$ at the surface and $550 \mu\text{m}$ at the core.

The block used in this study was manufactured to have the nominal composition of Fe-0.35C-0.99Mn-0.5Ni-1.86Cr-0.149V (wt.%) as provided by the data sheet. Moreover, in a previous study mass spectrometry was used to determine the local chemical composition and develop a chemical composition map of the ingot that will be used in the current study (Loucif et al., 2015). Also, Miettinen (Miettinen, 1997) studied the effect of the composition on solidification considering the thermophysical properties of steel and a density calculation function was proposed based on the chemical compositions for multicomponent steels:

$$\begin{aligned} \rho^{\alpha} = & 7875.96 - 0.2970 T - 5.62 \cdot 10^{-5} T^2 + (-206.35 + 0.00778 T + \\ & 1.472 \times 10^{-6} \times T^2) C_C + (-8.58 + 1.229 \times 10^{-3} T + 0.852 \times 10^{-7} T^2 \\ & + 0.018367 C_{Cr}) C_{Cr} + (-0.22 + 0.47 \times 10^{-3} T - 1.855 \times 10^{-3} T - \end{aligned}$$

$$1.855 \times 10^{-7} T^2 + 0.104608 C_{Ni})C_{Ni} - 36.86 C_{Si} - 7.24 C_{Mn} + 30.7 C_{Mo}$$

$$\begin{aligned} \rho^{\gamma} = & 8099.79 - 0.5060 T + (-7.59 + 3.422 \times 10^{-3} T - 5.388 \times 10^{-7} T^2 \\ & - 0.014271 C_{Cr})C_{Cr} + (1.54 + 2.267 \times 10^{-3} T - 11.26 \times 10^{-7} T^2 \\ & + 0.062642 C_{Ni})C_{Ni} - 68.24 C_{Si} - 6.01 C_{Mn} + 12.45 C_{Mo} \end{aligned}$$

Where ρ^{α} and ρ^{γ} are the densities for the austenitic and bainitique phases, C is the concentration and T is the temperature. The above equations will be used in the present study to calculate the material density.

1.1.15 Samples

For the microstructural studies, a 2 cm thick slice was cut along the main axis of the forged ingot and then divided into 875 samples of dimensions $2 \times 4 \times 7 \text{ cm}^3$ (Figure 2-1).

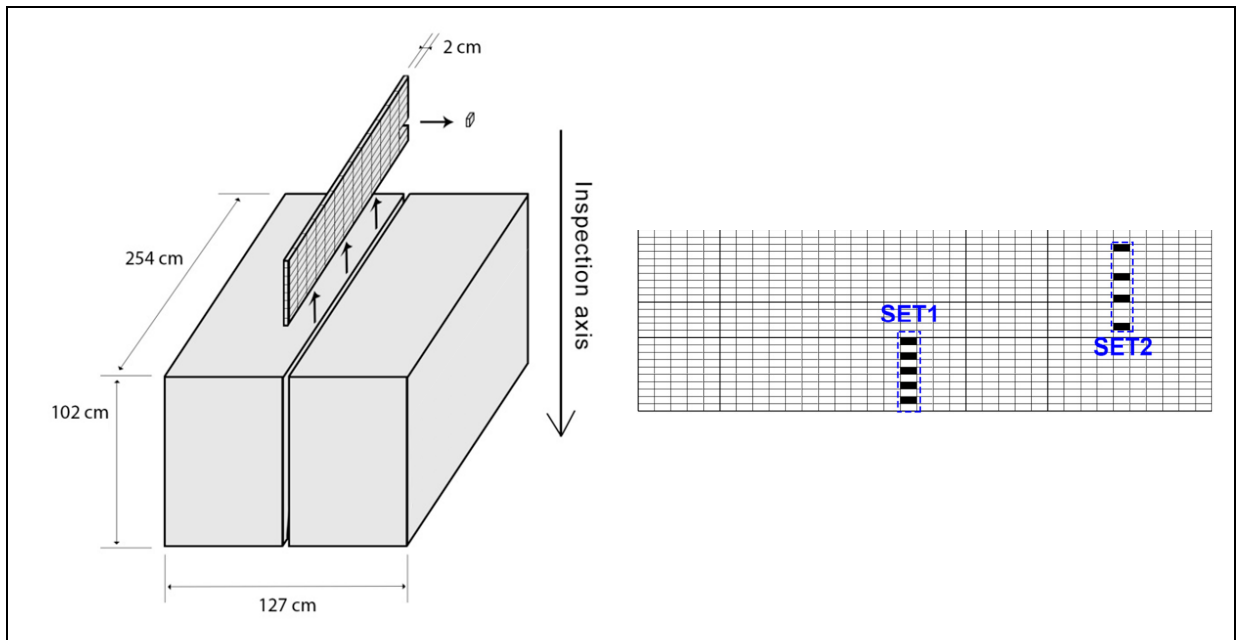


Figure 2-1 Sample preparation: Full block cut and divided into samples (left) and selected samples for UT analysis in black (right).

Two sets of samples were chosen at two separate locations along the transverse axis in order to study variations from the surface to the core on both sides of the ingot. The selected samples (Figure 2-1) enabled the observation of the evolution of velocities as a function of the depth and the position as well as the symmetry of mechanical properties introduced by heavy forging (Sinczak et al., 1998). Once the samples were machined, ultrasonic measurements were carried out to measure group and phase velocities.

1.1.16 Ultrasonic measurements

The group velocity measurements were obtained from multiple back-wall echo measurements. In order to ensure high resolution, the 40mm dimension was machined to reach 38.9 mm with a precision of 0.01 mm, therefore leading to an uncertainty of 3 m/s. This high precision was required to minimize experimental errors such as parallelism and flatness. The experiment was performed along the lateral ingot axis also corresponding to the inspection axis (Figure 2-1) using 2.25MHz Olympus contact transducers (V125-RM and V154-RM). 2.25MHz is the standard inspection frequency for large forged steel blocks. Due to border effects, a wave propagation simulation was performed using the CIVA (Massy, France) simulation software to provide insight into the interaction with the borders of the samples and identify the modes. Each series of measurements was conducted with 200 averaging, under the same temperature and humidity conditions and repeated three times. Finally, the TOF measurement was performed using a cross-correlation on 1 to 4 MHz band-pass filtered signals.

Phase velocity measurements were performed using the wavefield measured with a laser Doppler vibrometer on a surface normal to the surface where the transducer was mounted. Measurements were made with a step of 0.5 mm to ensure a minimum of 2 points per wavelength (2.6 mm). The true distance (Figure 2-2) was calculated based on the position of the transducer and the laser. This distance was required in order to process the data using the two dimension fast Fourier transform.

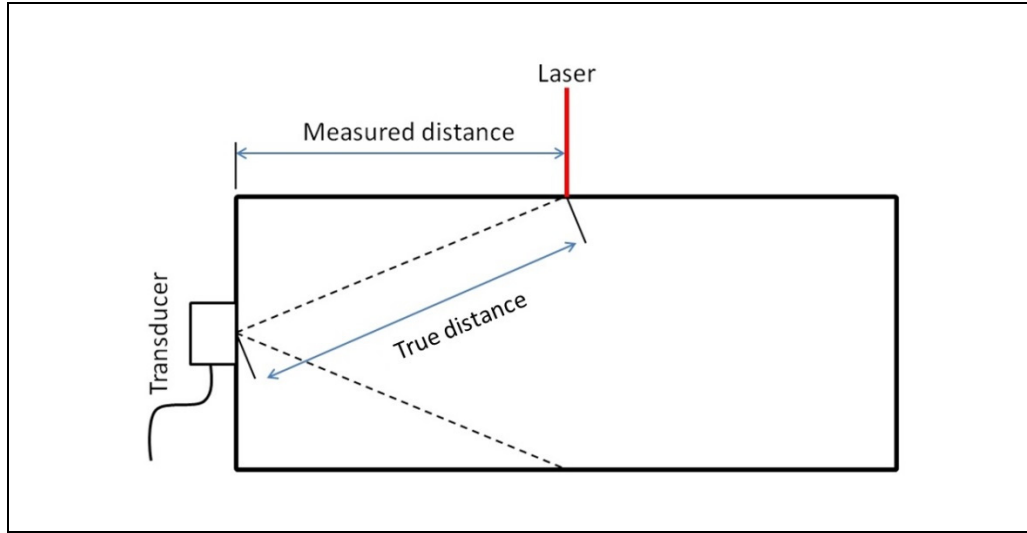


Figure 2-2 Schematic of the setup used for phase velocity measurements for a 20 mm x 38.9 mm sample. The true propagation distance is required to process the data using the two dimensional fast Fourier transform.

Thus, phase velocity V_ϕ was obtained using the definition of the wavenumber:

$$V_\phi = 2\pi f / k$$

Where k is the wavenumber in m^{-1} and f is the frequency in Hz. Measurements were made six times at different frequencies varying from 1 to 3 MHz, under the same humidity and temperature conditions.

1.1.17 Tensile tests

Flat tensile samples were machined in the samples used for ultrasonic measurements. Due to their small size ($2 \times 4 \times 7 \text{ cm}^3$), the experiment was done on a micro-traction tensile machine (Figure 2-3), and displacements were measured with two face-to-face lasers. Final sample dimensions were 38 mm long and 9 mm² for the section, which allowed a 3500 N load. Measurements were made in the elastic regime on loading and unloading slopes, and repeated ten times.

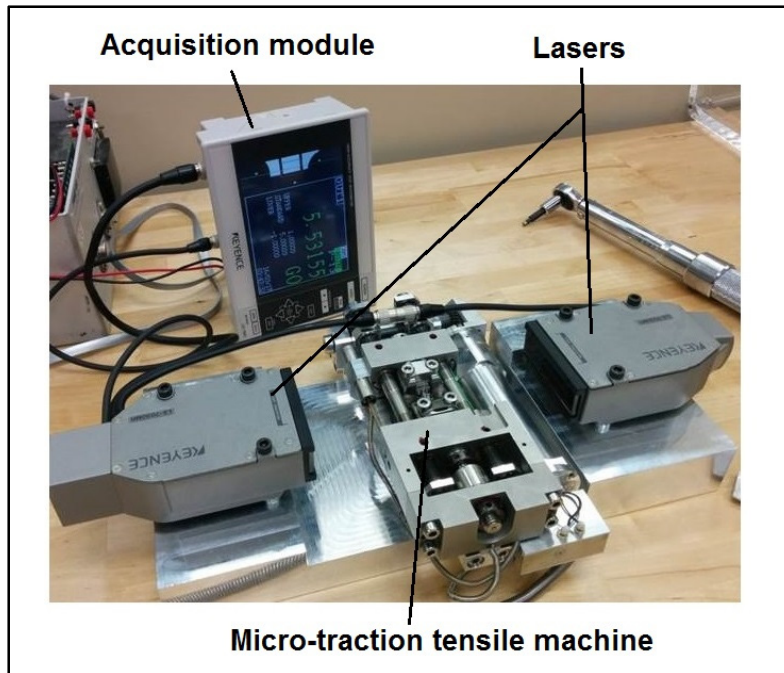


Figure 2-3 Micro-traction tensile machine with sample

2.4 Results and discussion

1.1.18 Group wave velocity measurements

Group velocity measurements for shear and longitudinal waves are presented in Figure 2-4. Standard deviation is small compared to variations between samples, and the uncertainty due to the sample size is 3 m/s.

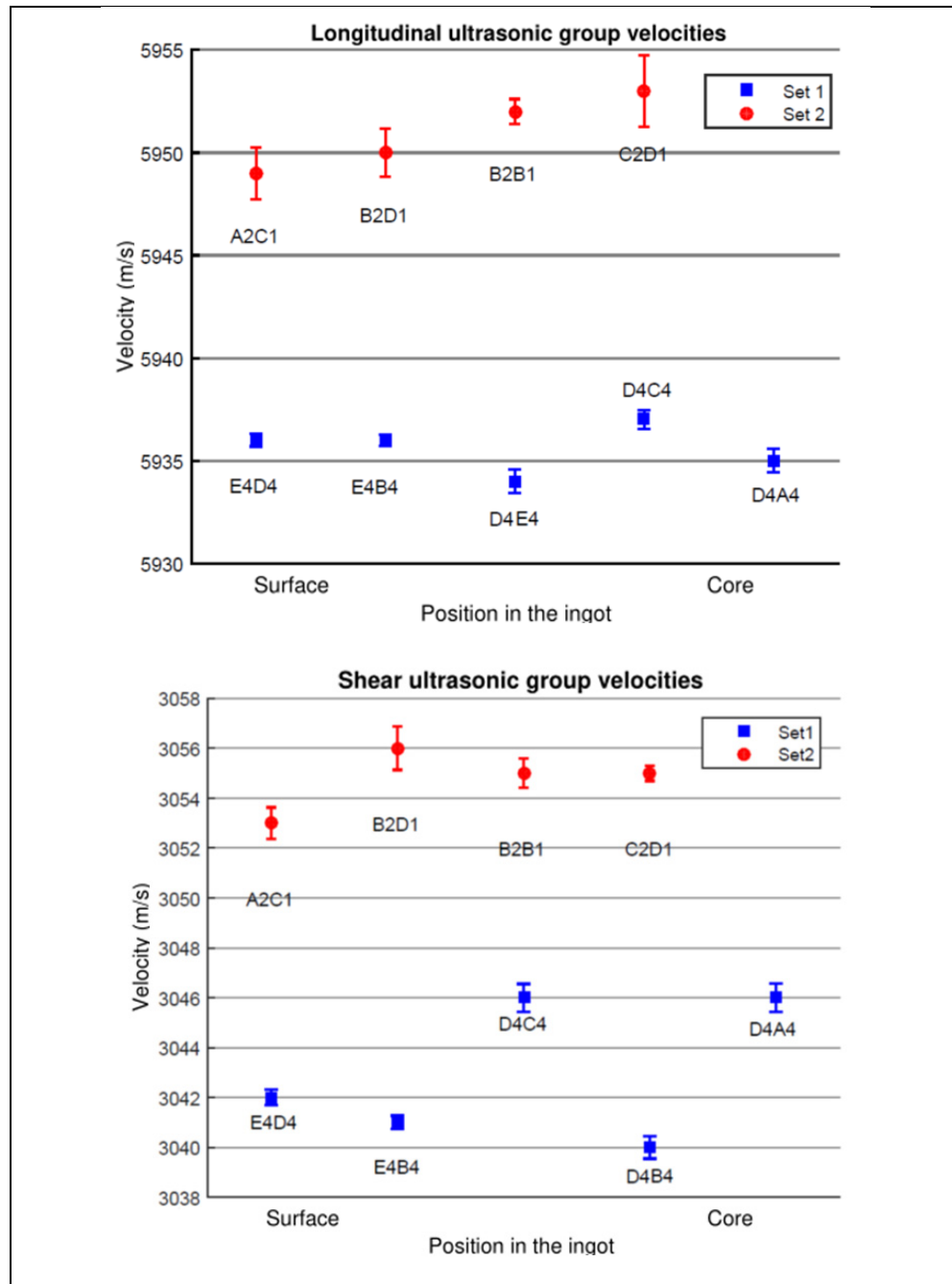


Figure 2-4 Longitudinal wave and shear group velocity surface-to-core measurements for two sets taken at two different positions in the ingot.

Steps of 15 m/s and 10 m/s are visible between sets 1 and 2 for longitudinal and shear velocities, respectively. Except for set 2 in the longitudinal measurements, no trend could be identified. The step between sets 1 and 2 will be further discussed later.

1.1.19 Phase velocity measurements

Figure 2-5 presents a typical map of phase velocity as a function of frequency measurements for sample B2B1. The two modes are visible respectively around 3000 m/s and 6000 m/s. No measurable dispersion was observed and thus wave propagation can be considered non-dispersive.

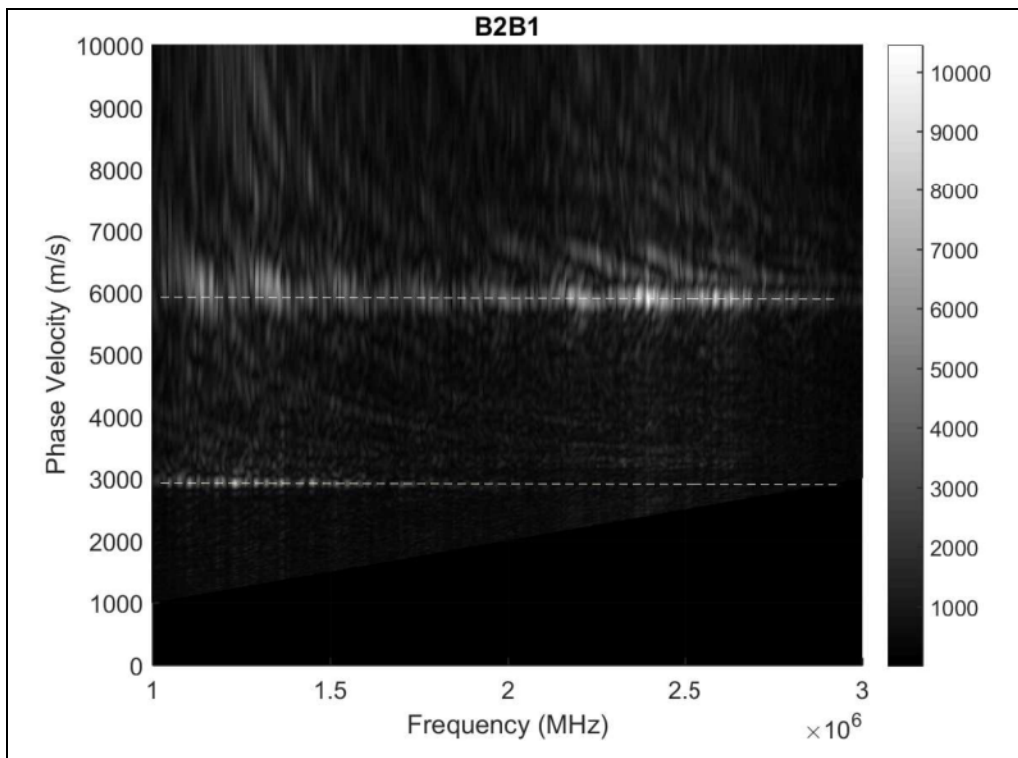


Figure 2-5 Phase velocity measurement as a function of frequency.
Example for the B2B1 sample.

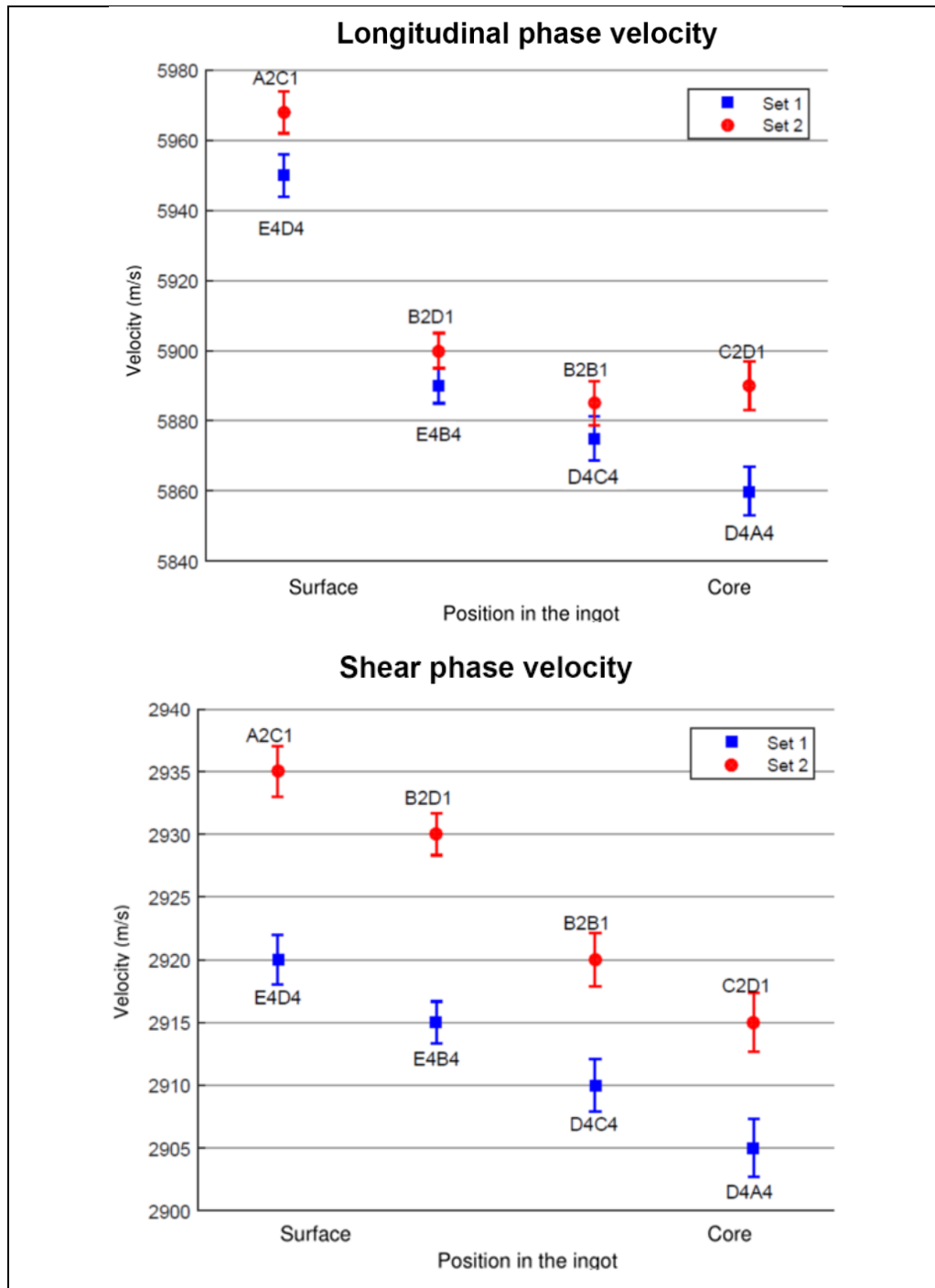


Figure 2-6 Longitudinal wave and shear wave phase velocity measurements for the two sets of samples.

Figure 2-6 shows that except for the C2D1 sample, the phase velocity is decreasing for both the longitudinal and the shear modes as the samples are taken close to the core. Furthermore, investigations are required, grain size, as well as other mechanical properties, is expected to change between the core and the surface samples.

1.1.20 Metallography examination

The two set of samples were used for a metallurgical study in order to measure the grain size from the surface to the core of the forged ingot (Figure 2-7).

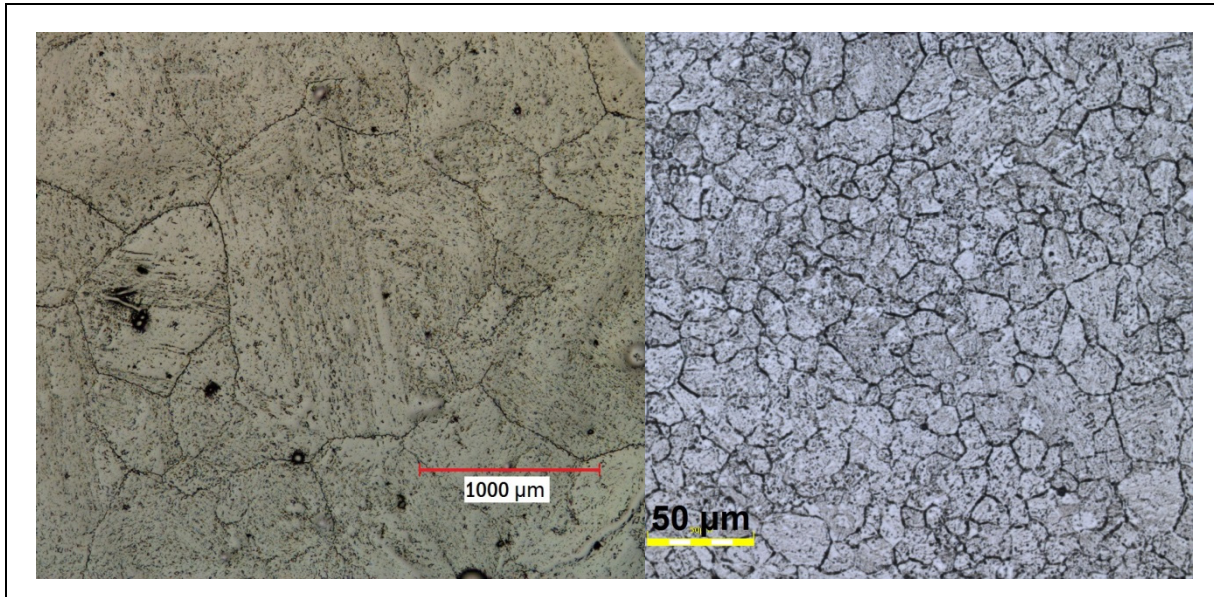


Figure 2-7 Metallurgical study: sample near the surface (left) and at the core (right) of the ingot.

Microstructure phases observed for each sample were almost the same, mostly bainite (99-98%) and between 1 and 2% of residual austenite which is consistent with the CCT diagram from Chentouf (Chentouf et al., 2014). Moreover, the grain size was found to be increasing from the surface to the core from 70 μm to 700 μm. Considering that unlike grain size, group velocities remained constant, it would appear that no correlation exists between these parameters for the block under study. On the other hand, the phase velocity decrease from the

surface to the core, and this appears to correlate with the variation in grain size. In the literature different results were observed for other material. As mentioned earlier, Palanichamy (Palanichamy et al., 1995) showed that grain size could be measured using velocities in austenitic steel whereas according to Laux (Laux, Cros, Despaux, & Baron, 2002) the grain size had no influence on ultrasonic wave velocities in UO_2 . In this study the material was bainite steel and, unlike group velocities, phase velocities appeared to be linked with grain size. This result demonstrated the interest of phase velocity measurements to access the grain size and this method represent an alternative to grain size measurements using attenuation as shown in many other studies (Dubois, Militzer, Moreau, & Bussière, 2000; Khan et al., 2016; Kruger, Moreau, Bescond, & Monchalín, 2004).

1.1.21 Chemical analysis

Even if the nominal composition is provided by the datasheet variations are expected in a large block. Moreover, actual chemical composition can be used to characterize the material and to estimate density using Miettinen (Miettinen, 1997) expressions. The results presented in Figure 2-8 were calculated from those equations combined with the residual ratios of austenite and bainite, which were determined by the metallurgical analysis.

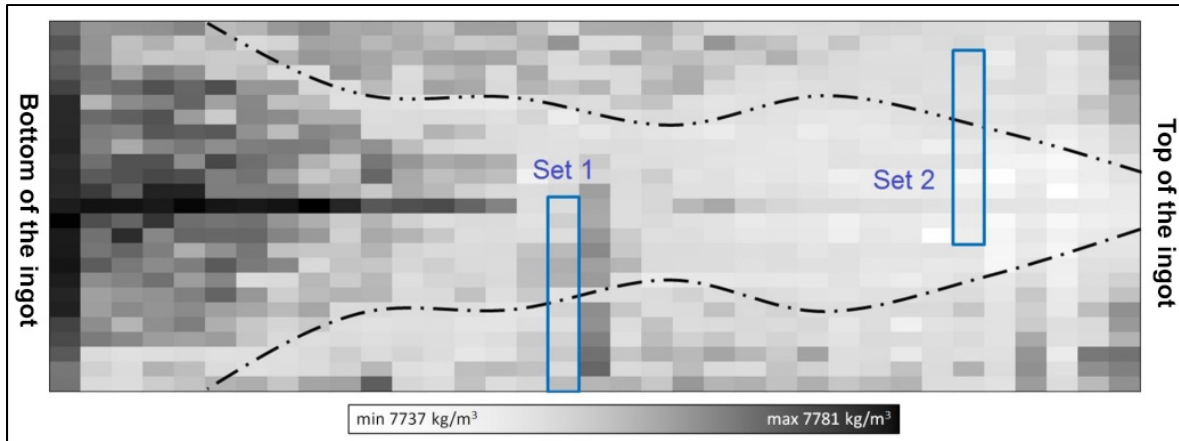


Figure 2-8 Density map from the chemical composition analysis (Loucif et al., 2015) and the empirical expression (Miettinen, 1997) represented with macro-segregation dotted curve.

Measurements were lower than the data sheet density of 7850 kg/m with a minimum of 7737 kg/m and a maximum of 7781 kg/m. This difference is mainly explained by the fact that the model used to calculate densities did not take into account the thermomechanical treatments that were applied to the ingot and the fact that the empirical model was developed for a different ingot. It can also be seen that the left hand side of the density map, which corresponds to the bottom of the ingot, contains samples with the highest density, while those on the right hand side have the lowest densities. This confirms the segregation between the bottom and top sections as previously highlighted (Loucif et al., 2015). Higher C and Cr concentrations were also observed along the black dotted line representing the macro-segregation that remained despite the deformation and the heat treatments carried out during the manufacturing cycle.

Due to the small dimensions of the samples relative to the original ingot, the small variations of the chemical composition along the ingot vertical axis (which can be observed from density map), as well as the normalisation heat treatment, the Young's modulus and the Poisson's ratio can be assumed constant inside each sample. This enables the use of the general expressions for longitudinal and shear waves velocities in isotropic homogeneous solid medium in order to study the relationship between the measured group velocities and the mechanical properties of steel:

$$V_L = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad V_T = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\nu)}}$$

Where V_L is the longitudinal wave velocity m/s, V_T is the shear wave velocity m/s, E is the Young's modulus in Pa, ν is the Poisson's ratio, and ρ is the density in kg/m³.

Velocity equations were combined with empirical density equations to calculate Young's modulus and the Poisson's ratio of each sample under study using measured velocities and empirical densities. For the sake of clarity of the figures the Young's modulus and the Poisson's ratio are computed separately from an average of the first set of samples only. This does not mean that the two moduli are independent but it enables the comparison of their respective contributions. Figure 2-9 presents longitudinal and shear wave group velocities computed with this method to observe the effect of density.

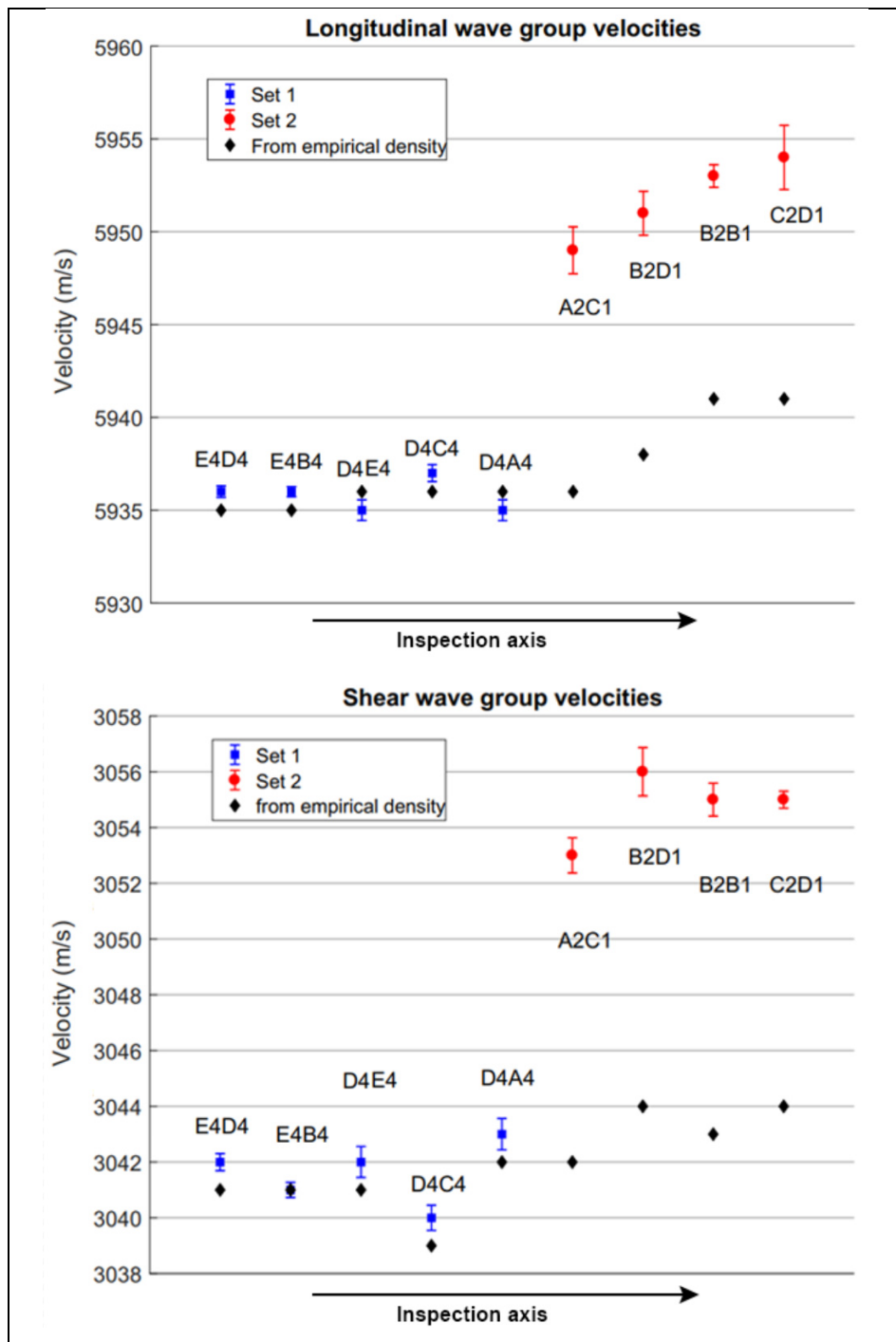


Figure 2-9 Longitudinal and shear wave group velocity measurements comparison with velocities computed from expression and empirical density.

The velocities calculated with the empirical density were very close to the velocities measured on set 1 because they were calculated using equation, the empirical density, the Young's modulus and Poisson's ratio estimated from the average of set 1. The 10 m/s and 15 m/s gaps between set 1 and 2 for shear and longitudinal velocities do not appear on calculated data but the trends of the variations seem to be respected. Finally, it appears that the density affects group wave velocities but the calculated velocities suggest that the Young's modulus and/or Poisson's ratio may explain the velocity step between set 1 and 2.

1.1.22 Young's modulus and Poisson's ratio

The velocity equations may be considered as a system of three unknown variables: Young's modulus, Poisson's ratio, and density. As the density was evaluated empirically, only two unknown variables were retained in the system of equations. Solving this system, allowed comparison between longitudinal and shear velocities from measurements with the one computed from the velocities equations and the chemical composition map. A very good agreement was observed but in order to evaluate the contribution of each parameter, calculations were then conducted for two different cases: 1) the Young's modulus is varying as the Poisson's ratio remains constant, and 2) the Young's modulus is taken as a constant as the Poisson's ratio is varying. The fixed parameter was chosen equal to the average of the solved system.

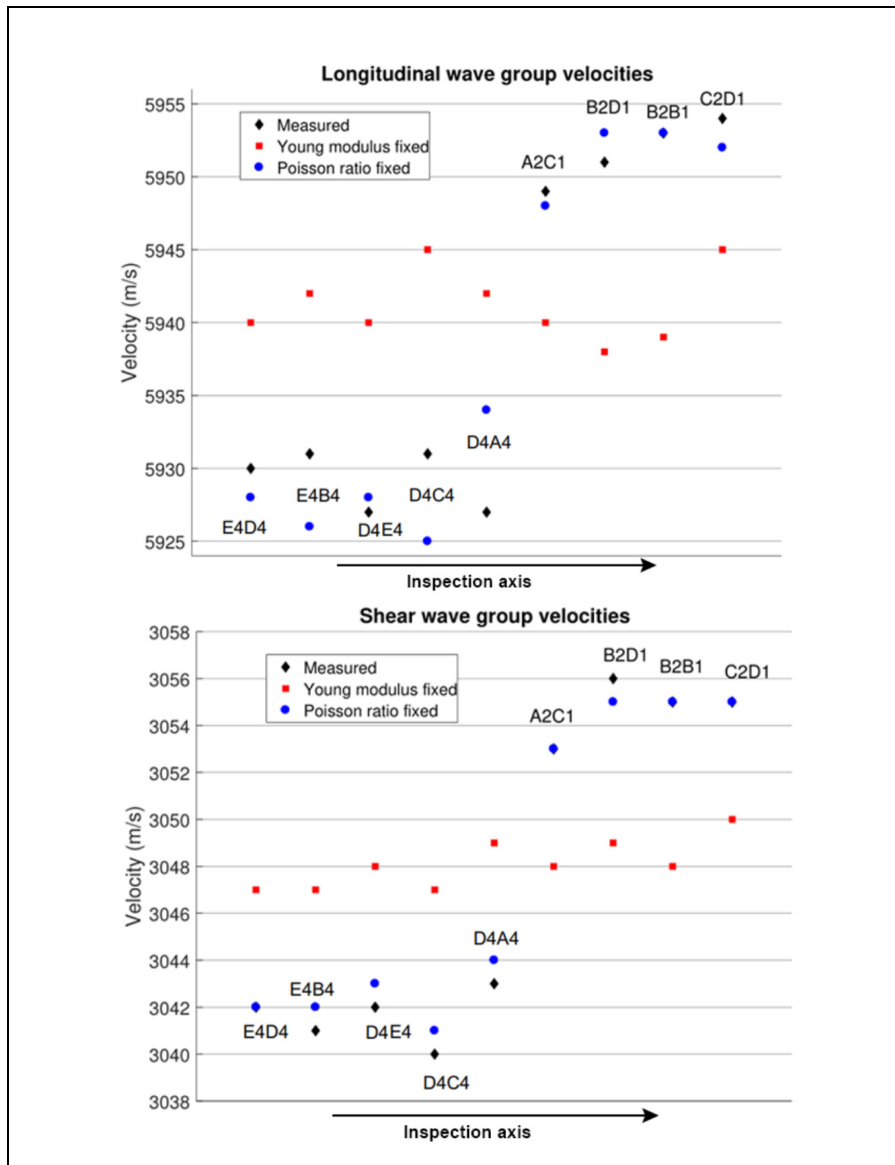


Figure 2-10 Influence of the Young's modulus and the Poisson's ratio in wave group velocities as compared with measurements.

Figure 2-10 presents the influence of the Young's modulus and the Poisson's ratio on ultrasonic velocities. It shows similar results for longitudinal and shear group velocities. In both cases, the curve with the Poisson's ratio taken as a constant fits the measurements unlike

the case with a fixed Young's modulus. In conclusion, the gap between the two sets is strongly correlated to a variation of the Young's modulus.

In order to validate this important result, tensile tests were performed to measure the Young's modulus. Figure 2-11 presents the comparison between the micro tensile test and the Young's modulus estimated solving equation with empirical density and velocity measurements.

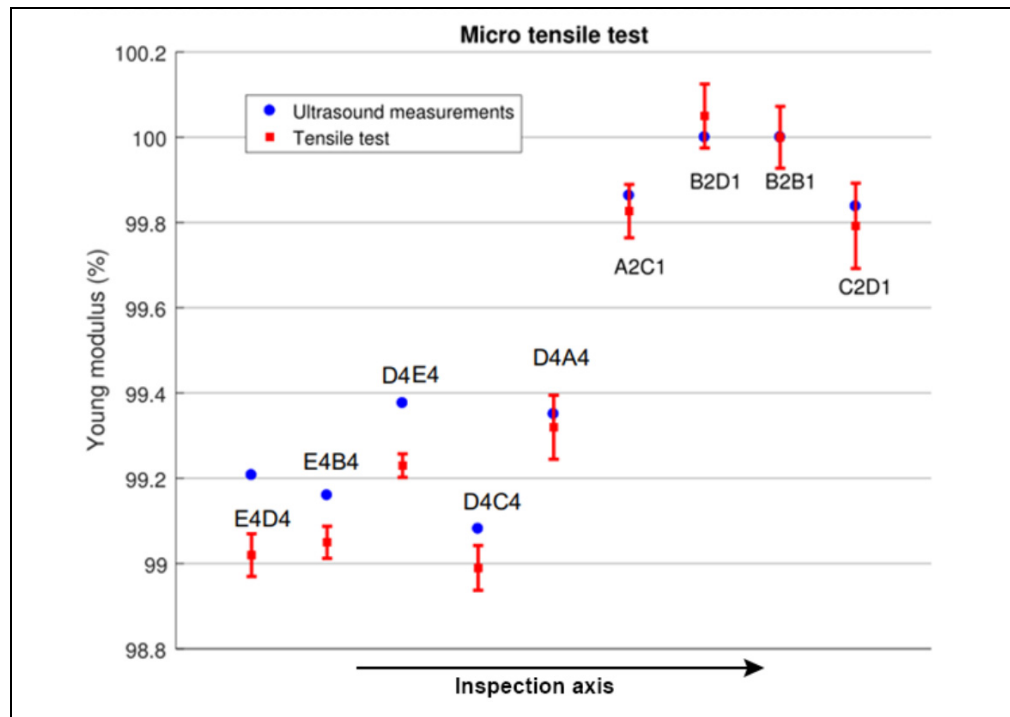


Figure 2-11 Young's modulus measurements compared with Young's modulus obtained from empirical density equations and ultrasonic measurements.

The Young's modulus measured by the tensile tests compared with the one estimated using the ultrasonic velocities and the empirical density were in excellent agreement. The Young's modulus step between set 1 and set 2 can be explained by the heterogeneity of the block linked with the casting process and the long cooling time which introduces internal flaws

affecting the chemical composition as well as the density and therefore mechanical properties. Moreover, this result confirms that there is a strong correlation between the Young's modulus and the ultrasonic group velocities.

2.5 Summary and Conclusions

Ultrasonic wave velocities in a large block of high strength forged steel were measured with the aim of correlating variations with mechanical and metallurgical properties. To that end, the block was cut into small samples to study local properties. It was observed that the ingot was mostly bainitic, with around 1% of residual austenite and that grain size varied from 70 μm to 700 μm from the surface to the core of the ingot. Ultrasonic phase and group velocities were measured on two sets of samples taken at different locations. The velocity measurements were used with general expressions for longitudinal and shear waves, coupled with local empirical densities obtained from a chemical composition analysis to estimate mechanical properties. It was observed that the Young's modulus and the density were the two major parameters influencing ultrasonic measurements. The values of micro tensile tests demonstrated an excellent agreement with the Young's modulus estimated from the ultrasonic measurements and the empirical density. The phase velocity was shown to reduce from the surface of the ingot to the core. This variation was not observed on the group velocity measurement. As both velocities depend on the same mechanical parameters, this result can only be explained by other phenomena. Dispersion was observed in highly scattering material such as nylon bone phantoms (Haïat et al., 2008). In nylon bone phantoms, dispersion was associated with multiple scattering of the nylon fibres. In this study the grain size was increasing by approximately a factor of 10 from the surface to the core. Moreover the ratio of the grain size to the wavelength towards the core was approaching the ratio of the nylon fibres to the wavelength of the bone phantom where dispersion, due to multiple scattering was observed. It therefore appears that the phase velocity variation observed in the present work may be associated with the large variation in the grain size from the surface to the core.

Finally, uncertainty regarding defect localization in large forged steel blocks could be estimated using these results. As group velocities inside one set were very close, it can be concluded that along the inspection axis, the velocity variations were limited. Indeed measurements differed by 5 m/s within any given set, which represents an uncertainty of 0.85% on TOF measurements. The 10 m/s gap between sets 1 and 2 implied a 2.25% uncertainty along the inspection axis. From these observations and the low dispersion measurements, it can be concluded that despite the large dimensions of the block, ultrasonic inspection can be trusted. Moreover, the strong correlation between the phase velocity and the grain size, as well as between the Young's modulus and the group velocity could now be exploited to infer material properties using advanced ultrasonic testing methods such as ultrasound tomography and produce a Young's modulus map of the ingot or perform more extensive material characterizations.

CHAPITRE 3

APERTURE DETERMINATION FOR FULL MATRIX CAPTURE PHASED ARRAY INSPECTION OF LARGE SIZE FORGED STEEL

Frédéric Dupont-Marillia ^a, Mohammad Jahazi ^b, Serge Lafreniere ^c, Pierre Bélanger ^d

^{a,b,d} Département de Génie mécanique, École de Technologie Supérieure,
1100 Notre-Dame Ouest, Montréal, Québec, Canada H3C 1K3

^c Finkl Steel Sorel - 100 Rue McCarthy, Saint-Joseph-de-Sorel, QC J3R 3M8

Article soumis dans « Research in Nondestructive Evaluation » pour la publication,
20 juin 2018

3.1 Abstract

Reliable inspection of large steel forgings is a significant problem across multiple industries. When the dimensions of forgings are at least 1000 mm in every direction, phased array ultrasonic inspection becomes difficult because conventional ultrasonic phased array probes are not designed to transmit and focus acoustic energy over such distances. Using simulations and experiments, this article aims to discuss the possibilities and limitations of phased array imaging of large size forged steel ingots. To this end, the CIVA ultrasonic simulation platform was used to optimize a transducer design based on the reflected amplitude as well as the image lateral and vertical resolutions of defects in a 1000 mm thick block. The simulations showed that when limiting the aperture to allow easy handling in an industrial inspection setting, the lateral resolution and the reflected amplitude were the main limitations. Indeed, increasing the element width maximizes the energy transmitted into the material, but it also moves elements away from each other (pitch), thus reducing the lateral resolution. Based on the results from simulations, an experimental phased array transducer centered at 2.25 MHz was manufactured with 8 elements of 9.25 x 22.5 mm. This probe was used to perform measurements and generate images based on total focusing method of 3 defects of different diameters around 370 mm depth in a 776 mm thick forged steel block.

3.2 Introduction

High strength forged steel is a material used in numerous critical applications such as turbine shafts or aircraft landing gears. It is therefore important that it provides uncompromising quality and that its mechanical properties be guaranteed. To that end, non-destructive testing (NDT) is commonly used at the end of the manufacturing process to ensure integrity. Ultrasonic testing (UT) enables the detection of cracks and other heterogeneities. Phased array ultrasonic testing (PAUT) was first developed for medical imaging (Somer, 1968), and was later applied to industrial inspections (Gebhardt, Bonitz, & Woll, 1982; Von Ramm & Smith, 1983). This method uses an array of ultrasonic transducers that can be configured in a line, a two-dimensional matrix, or a circle (De Roumilly Loïc, 2012). The elements can be activated following sequences, and results can then be displayed as images. These images are used for crack detection and sizing at different depths with random orientations (Harumi, 1989; Wüstenberg, Schenk, & Mohrle, 1982). The multiple element configuration of the transducer also leads to a better signal-to-noise ratio (SNR). The main challenge is to adapt the probe to the material and the dimension of the block under inspection to reach the required sensitivity and resolution for the detection of cracks or other defects. Ultrasonic beam computation, which depends on the size and the geometry of the emitting element, has been widely studied and can be computed through several methods, such as finite element (Chassignole, Duwig, Ploix, Guy, & El Guerjouma, 2009) or ray tracing (Kolkoori et al., 2013). The ultrasonic testing sensitivity depends on the energy reflected from the flaws relative to a reference level. In full matrix capture (FMC) (Sutcliffe, Weston, Dutton, Charlton, & Donne, 2012), the process of emitting with an element and receiving on all elements is repeated for all element combinations. The image obtained after beamforming is then the sum of the contributions from the reflections generated for each emission. The reflection patterns depend on the relative position of the defects inside the emitted ultrasonic beams. Therefore, the accuracy of the interaction between the waves and defects is paramount in the development of new transducers (Pierre Calmon, Lhémery, Lecœur-Taïbi, Raillon, & Paradis, 1998). Accordingly, models have been developed to compute these interactions using the Kirchhoff approximation or the geometrical theory of diffraction

(GTD)(Darmon, Dorval, Kamta Djakou, Fradkin, & Chatillon, 2016; Darmon, Leymarie, Chatillon, & Mahaut, 2009).

This study is interested in phased array inspection of blocks up to 1000 mm in depth. The dimensions of the block lead to long propagation distances, and therefore, strong attenuation, which reduces SNR, and affects the maximum depth at which the inspection is reliable. Moreover, most commercial transducers are designed for the inspection of small components, and as such transmit a limited amount of energy. The elements of typical phased array probes are made of lead zirconate titanate (PZT), and the transmitted energy depends on the voltages applied across the electrodes of the elements, as well as on the dimensions of the elements. The voltage can, to some extent, be increased. However, depolarization of the element is possible when the voltages are too high. Therefore, industries that need to inspect large metallic blocks generally use single element transducers with diameters of 25 mm or more. Elements with large widths are detrimental to array imaging because the element pitch increases, and the number of sources that can reach a given defect decreases. Consequently, the number of paths used for the triangulation between the emission, the defect and the reception positions is reduced, and the lateral resolution decreases.

This study therefore seeks to optimize the element dimensions as well as the transducer aperture to reach a trade-off between the transmitted energy, the image resolution for the inspection of large size forged steel, and the handling of the probe in an industrial inspection setting. The first section of the paper presents the design optimization of the phased array transducer through simulations; a prototype probe was manufactured, and the results are compared with simulations. Finally, conclusions are drawn.

3.3 Simulations

3.3.1 Configuration

A model was used to optimize the array design with the NDT simulations software CIVA (Massy, France) - (P. Calmon, Mahaut, Chatillon, & Raillon, 2006a; Diligent, 2005;

Poidevin, Roumilly, Cattiaux, Sollier, & aux Roses, 2008), using ray tracing, as well as finite elements through the Athena 2D plugin (Chassignole et al., 2009). The block was studied in 2 dimensions for computing time reasons. As the aim was to compute the optimum design for a transducer that enables the inspection of a 1000 mm block of forged steel, the inspection frequency was set to 2.25 MHz and attenuation was 0.11 dB/mm with a grown factor power of 2. This frequency is commonly used for parts of these dimensions as defined in ASTM (“Standard Practice for Ultrasonic Examination of Austenitic Steel Forgings,” 2015; “Standard Specification for High-Strength Low-Alloy Welded and Seamless Steel Pipe (Withdrawn 2014),” n.d.) and ASME (American Society of Mechanical Engineers & Committee on Nondestructive Examination, 2017) specifications because it provides a good compromise between resolution and attenuation. Figure 3-1 shows ultrasonic beams computed for element widths of 1 mm, 5 mm, 10 mm and 20 mm.

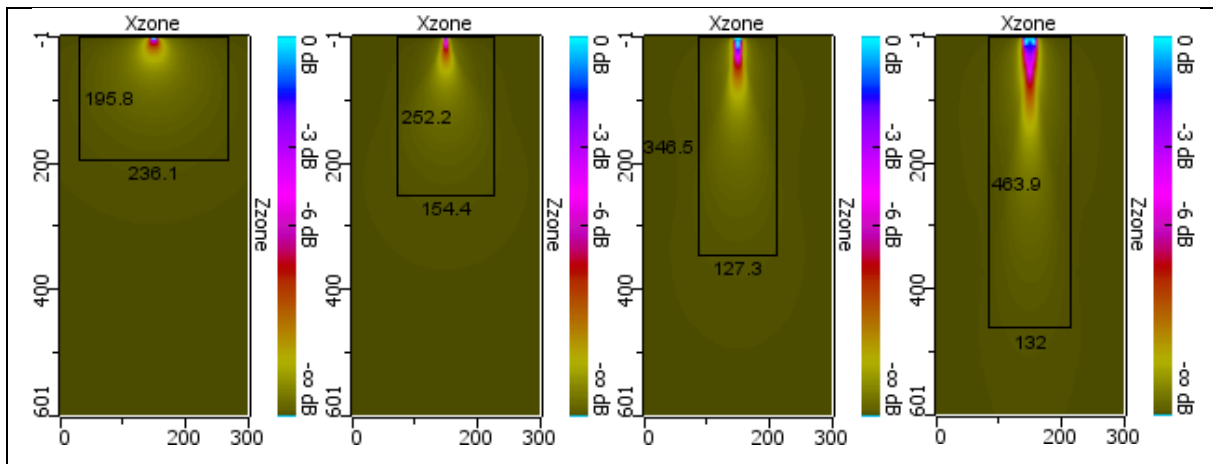


Figure 3-1 Ultrasonic beam comparison for a 600x300 mm block for a single element width of 1mm, 5mm, 10mm and 20mm

In Figure 3-1, the black rectangles represent the area inside which the amplitude is above -40 dB relative to the beam maximum amplitude. It can be observed that small elements are not adapted for the inspection of large blocks because the depth at which the amplitude is sufficiently high remains under 300 mm. Also, it is noticeable that larger elements are more directive.

In order to optimize the phased array design, models with a 1.587 mm diameter side drilled hole at 50 mm, 262.5 mm, 475 mm, 687.5 mm and 900 mm were computed. The important parameters of the array transducer are shown in Figure 3-2. $W_{passive}$ is the passive aperture, A is the aperture, e is the element width, g is the gap between two elements, p is the pitch corresponding to the distance between two elements, and n is the number of elements. The element width was chosen to vary from 1 mm to 20 mm in five steps. The number of elements was chosen to vary (4, 8 or 16). The total aperture of the transducer was limited to 100 mm to allow easy handling in an industrial PAUT setting. As simulations were done in two dimensions, the passive aperture was irrelevant in the simulations.

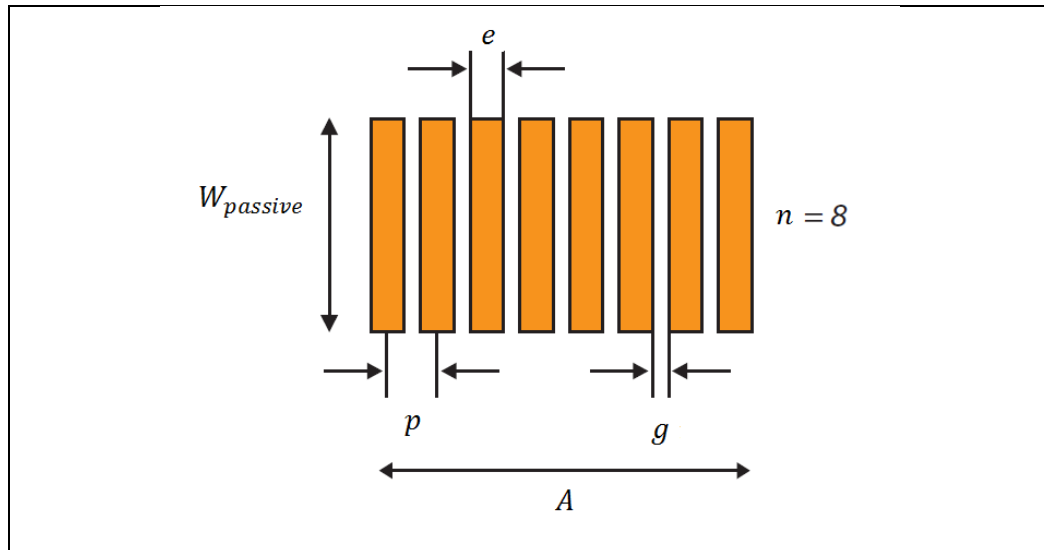


Figure 3-2 Linear array transducer, where p is the pitch, g is the gap between two elements, n is the number of elements, e is the element width, and $W_{passive}$ is the passive aperture of the transducer

The wedge configuration is a strong concern because of the long distances that the waves have to travel during the inspection of these large size blocks. Indeed, the phased array inspection of parts with smaller dimensions typically uses angled wedges it allows the detection of defects using rebound and mode conversion because (Long et al., 2012). In the present work, the main problem was the strong attenuation associated with the large

dimension of the block. For this purpose, a straight wedge was chosen with a zero-degree inclination so as to reduce the distance between the potential defect and the probe, and therefore, maximise echo amplitudes. The disadvantage of this configuration is that axial cracks become difficult to detect. Computation was made for longitudinal, shear and converted modes (up to 100 modes) and reflections on the back and side walls with maximum rebounds calculation. The FMC acquisition scheme was used.

The total focusing method (TFM) was then applied to the FMC raw data without Time to Gain Compensation (TGC). This reconstruction defines pixels that are a sum of A-Scan, considering delays between the pixel, the transmitter and the receiver positions. Because of interferometry, the signal can be constructive or destructive, and an image is generated. This method is well documented in the literature (C. Holmes et al., 2004; Caroline Holmes et al., 2005). The reference amplitude was taken as the highest defect amplitude from all simulations, then the defect amplitude was set relative to that reference amplitude. The lateral and vertical resolutions (respectively parallel and orthogonal to ultrasonic beam direction) were the peak dimensions along the width and the depth of the block at 6 dB below the defect maximum amplitude. The data processing method used is shown in Figure 3-3.

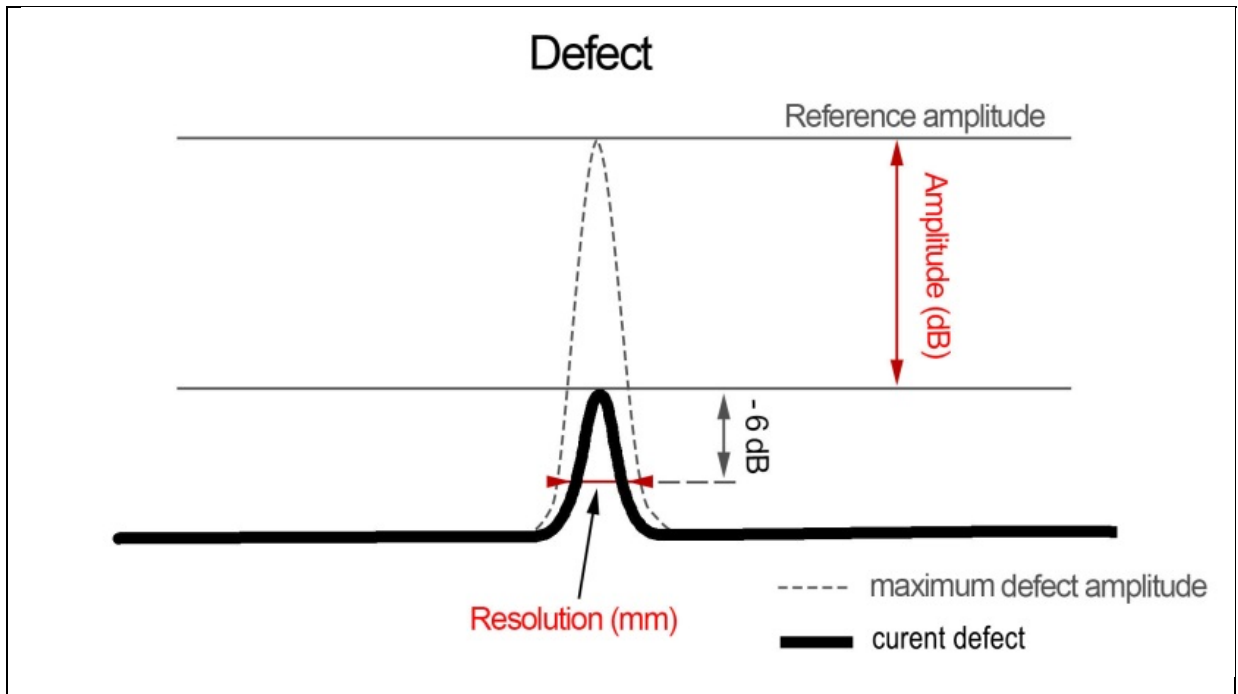


Figure 3-3 Amplitude and resolution extraction from TFM simulation images

3.3.2 Results

55 simulations and TFM reconstructions were carried out to evaluate the influence of the element width and the number of elements on the amplitude and resolutions over depth under the same voltage. The first parameter extracted was the defect's reflected amplitude. Figure 3-4 presents the TFM reconstructed reflected amplitude as a function of the defect depth inside the steel block. The results are shown for 4 (Figure 3-4 A), 8 (Figure 3-4 B), and 16 (Figure 3-4 C) elements. The decibel scale is relative to the maximum reflection corresponding to a defect depth of 50 mm and a phased array transducer containing 8 elements of 5.75 mm width.

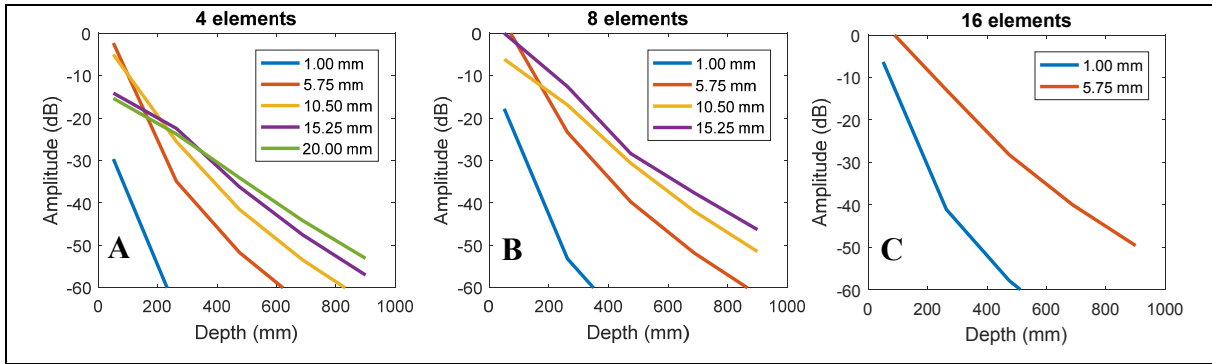


Figure 3-4 TFM defect reflected amplitude as a function of defect depth for a 1.587 mm defect for a phased transducer with: A) 4 elements, B) 8 elements, and C) 16 elements

When the element width is 1 mm (blue lines in Figure 3-4 A, B, and C) the defect reflected amplitude decreased faster than for any other element width. Depending on the number of elements in the array, the reflected amplitude was under -60 dB for reflectors deeper than 200 mm with 4 elements to those between 500 mm with 16 elements. This result demonstrates that conventional probes with narrow elements are not adapted for the inspection of large size forged ingots because the amplitude of transmitted wave is too low. Therefore, this result confirms that a custom probe design was required. By analysing the trends of the curves for elements wider than 1 mm, it could be observed that increasing the number of elements increases the amplitude of the defect reconstruction in the TFM images. For a low number of elements, the width did not appear to have a strong influence on the amplitude, but for 8 and 16 elements, smaller elements provided higher amplitudes, especially for low propagation distances. To obtain more information, the vertical resolution was then computed and extracted, and is shown in Figure 3-5.

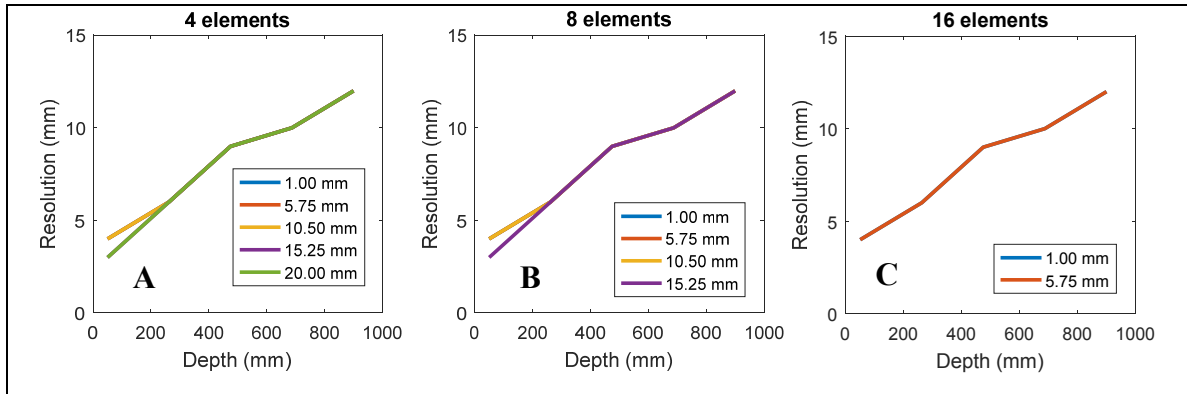


Figure 3-5 TFM vertical resolution as a function of depth for a phased array transducer with: A) 4 elements, B) 8 elements, and C) 16 elements

The lines in Figure 3-5 are superposed, and are therefore not all visible. According to these simulations, the vertical resolution appeared to be lower than 15 mm and followed similar trends for all transducer configurations. Considering the size of the ingots that this study aims to inspect, this value seemed to be low, and was not considered as a limitation for the transducer design.

Finally, the lateral resolutions were extracted and analysed following the same procedure, and are shown in Figure 3-6.

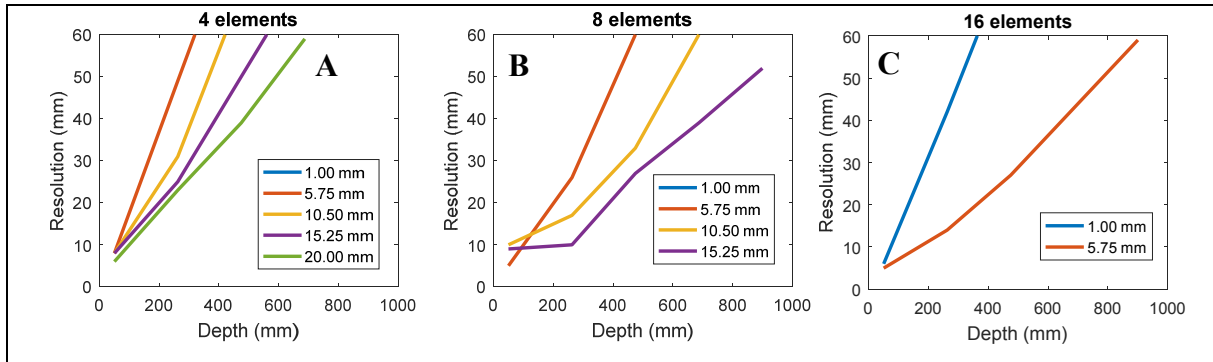


Figure 3-6 TFM lateral resolution as a function of depth for a phased array transducer with: n = A) 4 elements, B) 8 elements, and C) 16 elements

Compared with the vertical resolution (Figure 3-5), the lateral resolutions (Figure 3-6) were much worse. The low lateral resolutions would strongly limit the probability of detection of typical defects. A poor lateral resolution was observed for 1 mm element, especially for 4 and 8 elements with values higher than 60 mm at 262.5 mm. Increasing the number of elements provides better resolutions, and the best results are obtained when using elements between 5 mm and 15 mm. However, lateral resolution could be improved by combining images on 2 perpendicular plans using two probes with a 45-degree angle in between them.

Using amplitudes and resolutions that were computed and extracted from the previous simulations, it appeared that the best configuration would be 8 elements of 10.5 mm or 16 elements of 5.75 mm. These two configurations provided almost the same performance, but the size of the 8-element probe of 10 mm wide would be easier to handle during inspection. Moreover, a lower element number allows faster acquisition and reconstruction. Therefore, the 8-element probe was chosen for experimental validation.

3.4 Experiments

3.4.1 Material

The material studied in this work is high strength forged steel. A block with dimensions 776×1000×1000 mm was forged and heat-treated. The nominal chemical composition is given in Table 3-1:

Tableau 3-1 Nominal chemical composition in pourcentage of the steel block used in this study

C	Mn	Si	Ni	Cr	Mo	other
0.33	1.00	0.40	0.50	1.85	0.50	Micro-alloy

A previous study done on a similar block from the same manufacturing process provided extensive information on the metallurgical parameters and their impact on ultrasound wave propagation (Dupont-Marillia, Jahazi, Lafreniere, & Belanger, 2017a). The metallurgical analysis determined that phases were mainly bainitic (98-99%) with residual austenite (less than 1%). From an ultrasonic point of view, velocities were 5950 m/s for longitudinal waves and 3050 m/s for shear waves, with an uncertainty of ± 5 m/s along the inspection axis. Finally, attenuation was measured at 0.11 dB/mm at 2.00 MHz, with a power growth factor of 2. These values are consistent with the literature (Cheeke, 2012). Using the parameters from simulations, an experimental probe was made with 8 elements in order to validate the results experimentally. The element width was set to 9.25, mm which is in line with the 10.5 mm recommendation plus a 1 mm gap due to the 3D printing capability of the case, and a 0.25 mm tolerance margin. The ratio of the element width to the transducer passive aperture was set to 0.4, in accordance with (Gros et al., 2002), therefore leading to a passive aperture of 22.5 mm.

Side holes were drilled (SDH) into the block with diameters of 6.25 mm, 3.18 mm, and 1.59 mm, at a depth of 370 mm. A 5-cycle 2.25 MHz Hann windowed toneburst was generated with an Agilent generator (trueform 33500b), amplified by a Ritec amplifier (RPR-4000) and multiplexed with 8 relays operated from an Arduino mega USB board (Figure 3-7 A). The number of cycles could not be reduced due to the performance of the power amplifier when using externally generated signals.

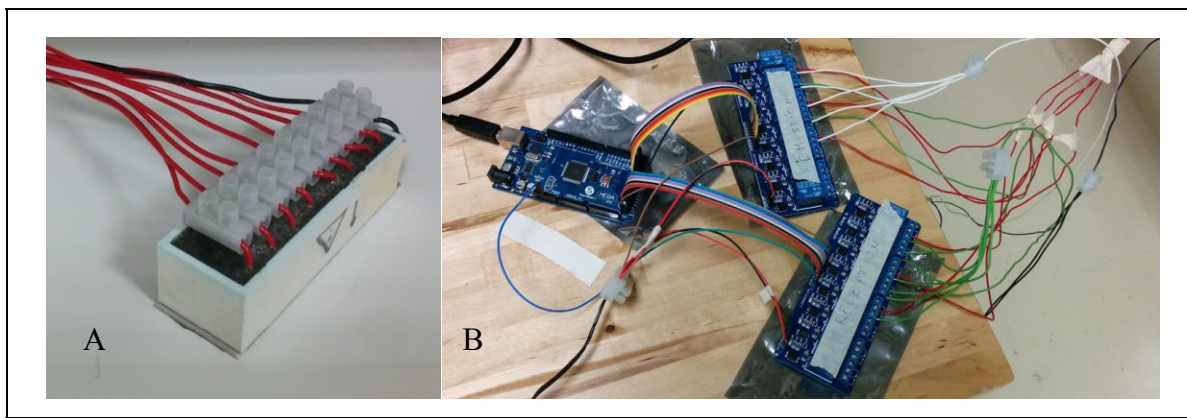


Figure 3-7 Experimental setup: A) Arduino controller with relays for multiplexing, and B) 8-element ultrasonic transducer

The transducer (Figure 3-7 B) comprised a 3D ABS printed case, a 1.17 mm thick alumina matching layer and a tungsten loaded epoxy backing layer. The tungsten powder was used to increase the acoustic impedance of the epoxy to match the acoustic impedance of the piezoelectric elements of the transducer. Electrical connections were made with silver-epoxy and PZT 840 elements were used. Ultrasound coupling gel was used between the probe and the block. Measurements were done following the FMC acquisition sequence with 8 elements, leading to 64 A-Scans. Then, TFM beamforming was performed using the delay and sum method. The reference amplitude was set relative to the backwall reflection, and resolutions were measured at 6 dB below the maximum amplitude of the defect, as shown in Figure 3-8.

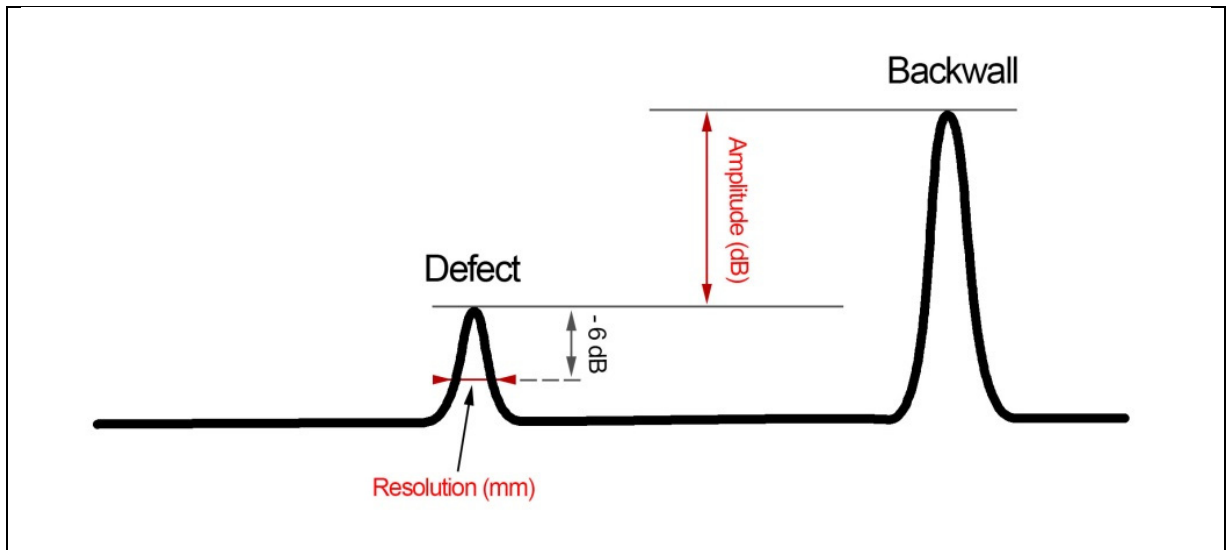


Figure 3-8 Experimental measurement of amplitude and resolution on TFM images

3.4.2 Experimental measurements and comparison with simulation

A 776 mm block was tested experimentally for 3 configurations, with 3 SDH at a depth of 370 mm and with diameters of 1.59 mm, 3.18 mm and 6.35 mm. The 3 images generated using the conventional time domain TFM algorithm from FMC sequences for the 3 side drilled holes configurations are shown in Figure 3-9.

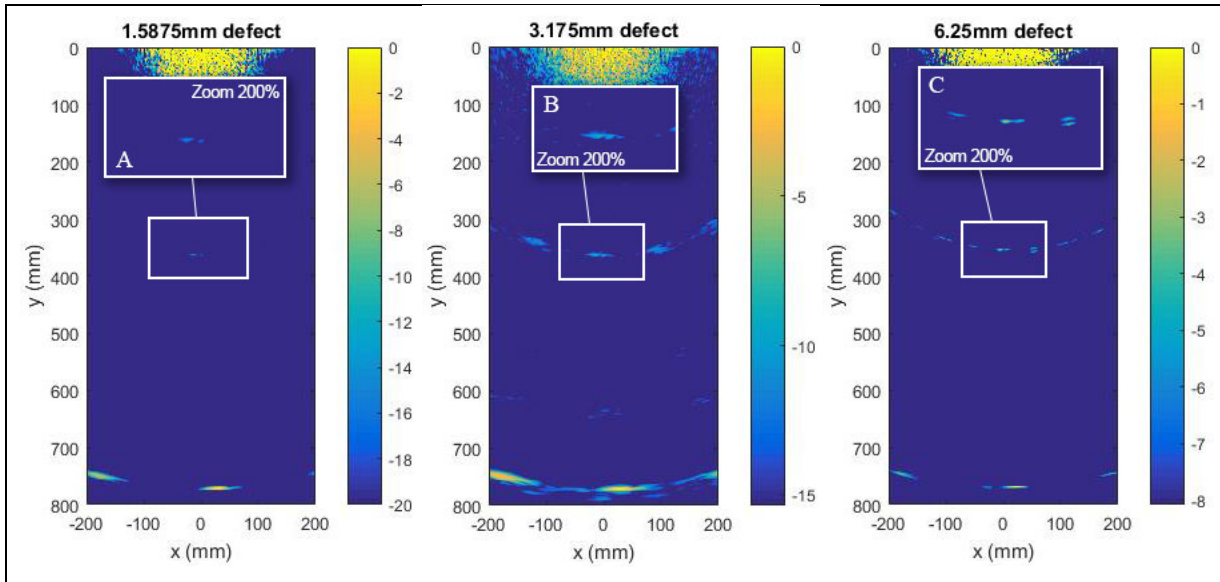


Figure 3-9 Normalised TFM images of 370 mm depth defect in a 776 mm block from measurements: A) 1.59 mm, B) 3.18 mm, and C) 6.25 mm diameter

Cross-talk between the channels during transmission, as well as other electromagnetic noise, generated high amplitude artefacts near the surface of the block down to approximately 100 mm. The backwall and the defect were detected and reconstructed through the algorithm, but some artefacts were noticeable on both sides of the defect and of the backwall. In the reconstructed images, the defects were located between a depth of 365 mm and 375 mm with a standard deviation varying from 1 mm to 2.6 mm. The backwall was reconstructed at 777 mm (1.0 mm standard deviation) versus a theoretical value from simulations of 776 mm. This good precision in the backwall reconstruction validates the parameters used for the simulations.

3.5 Discussion

The measurements were then compared with the three equivalent simulated TFM reconstructions computed with CIVA software. The configuration from the previous section was used, except that the attenuation was reduced to 0.078 dB/mm in order to match the experimental backwall reflection amplitude. Profiles along the y - and x -axes were extracted

and normalized to the backwall amplitude. The profiles were extracted from the maximum amplitude in a given direction. The profiles along the x -axis were extracted between 200 mm and 400 mm so as to include the artefacts on both sides of the defects, but discard the noise near the surface of the backwall. The simulations did not include noise because of the significant computation time associated with the long propagation distances. Therefore, the profiles along the vertical y -axis were not compared to simulations. Figure 3-10 compares (A) the vertical y -axis profiles and (B,C,D) the lateral x -axis profiles for the 3 defects.

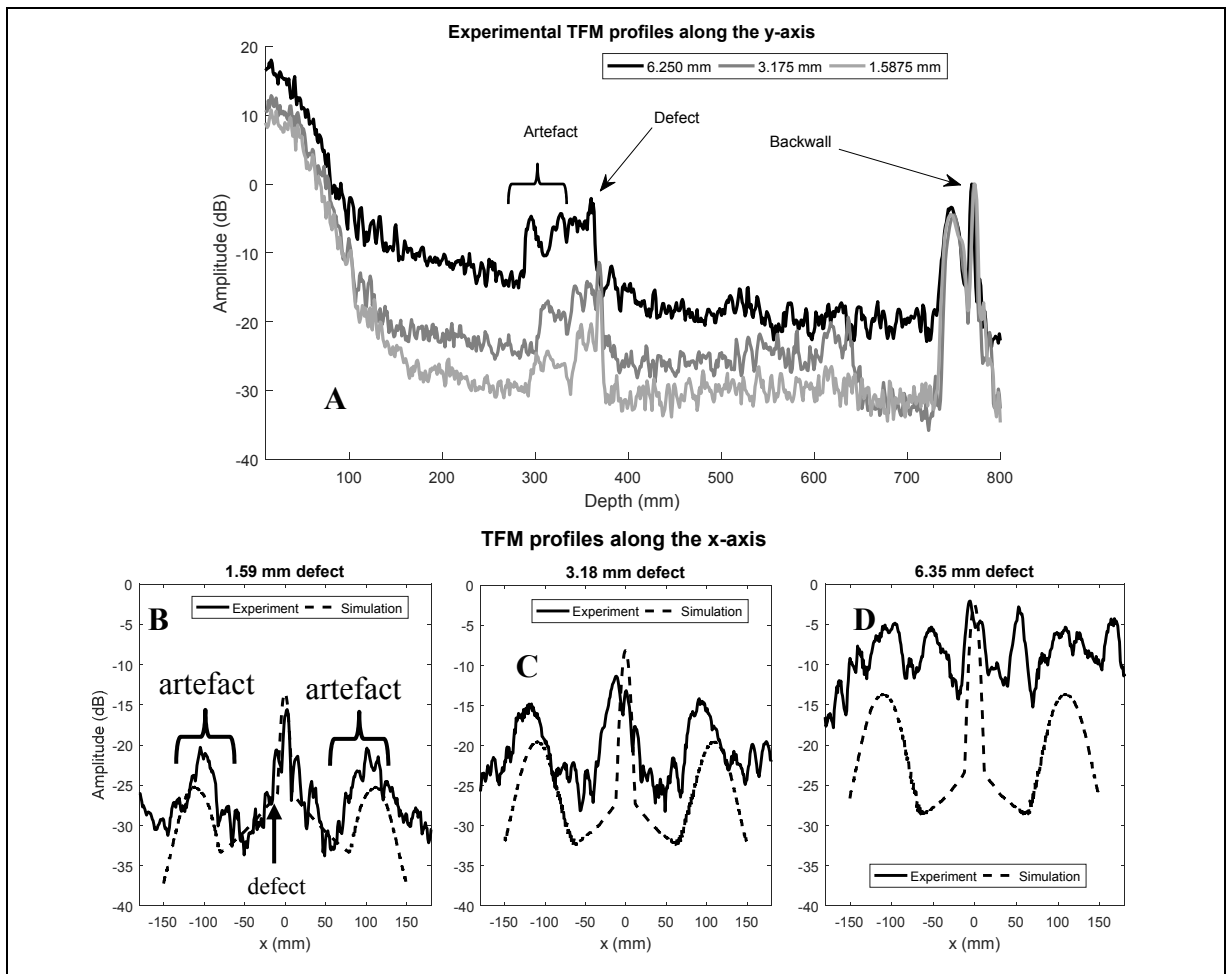


Figure 3-10 TFM profiles along: A) the vertical y -axis and B,C,D) the lateral x -axis for defects with diameters of: B) 1.59 mm C) 3.18 mm, and D) 6.35 mm

The comparison between the simulated and experimental amplitude profiles confirms that the artefacts on both sides of the defects are associated with the signal backscattered by the defects because they can be observed both in the simulations and the experiments. Moreover, the amplitude of the artefacts is proportional to the side drilled hole diameter. The overall trend in the simulated and experimental lateral profiles is consistent: the peak amplitude agrees between simulations and experiments, as well as in the position of the artefacts on both sides of the defects. The amplitude of the artefacts relative to the peak amplitude of the defect increases with the defect diameter in experiments, but remains roughly constant in simulations. The artefacts would therefore make the identification of defects complex in an industrial context. The artefacts are associated with the design of the probe: low element count on a large aperture. The small number of elements introduces reflections on than the defect with low destructive interferometry. As a result, artefacts are generated at positions other the actual position of the defect. The lateral/vertical resolutions at -6 dB and the amplitudes of the defect relative to the backwall amplitudes were extracted and compared for each side drilled hole diameter. The resolutions were measured from images normalised to the peak amplitude of the defect so as to extract the full width at half maximum of the defect in both the axial and lateral directions. Results are presented in Figure 3-11.

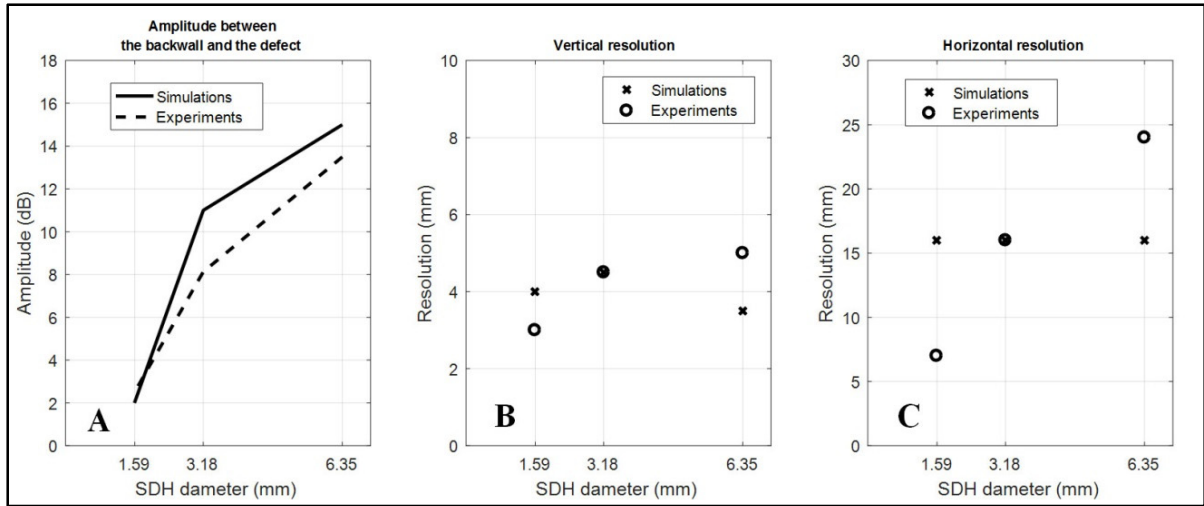


Figure 3-11 Comparison of A) the amplitude between the defect and the backwall, B) the vertical resolution and, C) the lateral resolution for simulations and measurements.

The experimental vertical resolution was very close to the values extracted from the simulations, with a variation lower than 2 mm. The experimental lateral resolution was better than the simulation for the 1.59 mm SDH, was equal for 3.18 mm, and lower for 6.35 mm which may be linked with the probe signal attenuation that was better than expected. Also, it appeared that the amplitude difference between the defect and the backwall increased following the same trend between experiments and simulations.

3.6 Conclusion

This paper explored the possibilities of adapting ultraso phased array inspection to large forged steel blocks. A phased array transducer was optimized using the CIVA UT simulation platform. The main constraint was the maximum transducer aperture of 100 mm which was set to enable easy handling in an industrial setting. The results showed that transducers with elements of conventional size were not suitable because of the low transmitted acoustic energy. The results also showed that for an aperture of 100 mm, the best compromise was an 8-elements transducer with 9.25 mm wide elements. A prototype probe was manufactured and tested on a 776 mm forged steel blocks. The vertical and lateral resolutions obtained

experimentally were in good agreement with the simulations. However, strong artefacts due to the limited number of elements in the probe would limit the use of the probe in the detection of defects with large diameters.

CHAPITRE 4

DESIGN AND OPTIMISATION OF A PHASED ARRAY TRANSDUCER FOR ULTRASONIC INSPECTION OF LARGE FORGED STEEL INGOTS

Frédéric Dupont-Marillia ^a, Mohammad Jahazi ^b, Serge Lafreniere ^c, Pierre Bélanger ^d

^{a,b,d} Département de Génie mécanique, École de Technologie Supérieure,
1100 Notre-Dame Ouest, Montréal, Québec, Canada H3C 1K3

^c Finkl Steel Sorel - 100 Rue McCarthy, Saint-Joseph-de-Sorel, QC J3R 3M8

Article soumis pour la publication dans « NDT&E International »,
30 juillet 2018

4.1 Abstract

Large steel forgings are used in numerous industries. This paper investigates the possibility of adapting ultrasonic phased array testing to the inspection of forged steel blocks with dimensions of up to 1000 mm in every direction. The paper looks at two objectives in order to provide the best inspection performance: (1) the ultrasonic phased array probe optimisation and (2) the ultrasonic wave transmission sequence in a total focusing method imaging scenario. The CIVA software suite was used to optimize the phased array probe element count and width in a full matrix capture configuration. Based on the simulation results, a 32-element transducer was then built and tested in a 777 mm forged steel block using full matrix capture, plane wave and Hadamard transmission sequences. It was observed that plane wave and Hadamard sequences transmit significantly more energy inside the test sample because the elements are emitting simultaneously, therefore leading to an improved signal-to-noise ratio. However, the lateral resolution was a strong limitation for every transmission sequence, especially for plane waves, because of the limited range of angles available in a block of large dimensions. The Hadamard transmission sequence was shown to represent the best compromise in terms of defect reflected amplitude, signal-to-noise ratio and resolution. The experimental results were compared with simulations and were found to be in very good agreement.

4.2 Introduction

Ultrasonic waves have been used for over 60 years in the medical and industrial fields. Ultrasonic testing (UT) is the most widely used non-destructive testing (NDT) method to inspect parts, measure dimensions and evaluate material properties. More recently, phased array ultrasonic testing (PAUT) was developed to generate images of parts under inspection, and has demonstrated many advantages in terms of probability of detection and inspection cost (Drinkwater & Wilcox, 2006). Over the past decade, PAUT has been applied to ensure the quality of safety-critical components in the aerospace, power generation and oil and gas industries. Indeed, ultrasonic imaging allows the visualisation of cracks, porosities or other subsurface defects of test specimens. Nowadays, the research community is moving its focus to increasing the image reconstruction rate (Gong et al., 2017), precision and signal-to-noise ratio (SNR) (Tiran et al., 2015), as well as inspecting more complex components such as those made of highly attenuating materials (E. Lopez Villaverde, Robert, & Prada, 2017) and anisotropic materials (Ribay et al., 2010). In some particular applications, e.g., automotive injection moulding, large forged steel blocks are produced, and their NDT is of significant concern because of the long propagation distances associated with the dimensions of the blocks, which lead to strong signal attenuation. Moreover, defects located close to the centre of the block are of high interest since they may correspond to moulding surfaces.

This paper thus investigates the ultrasonic imaging of large steel forgings (more than 1000 mm in every direction) from (1) the probe design and (2) the wave transmission sequence. Conventional commercially available PAUT probes are typically not powerful enough to generate ultrasonic waves with enough energy to detect defects or other heterogeneities at distances up to 1000 mm because of the small dimensions of the piezoelectric elements involved. In that context, single element transducers with large diameters (usually more than 25 mm) are still preferred because imaging of large blocks remains too challenging. For these reasons, an adapted probe and several transmission sequences were studied to improve PAUT imaging in large forged steel blocks.

The aim in this study is to maximise the energy transmitted into the block without sacrificing the image resolution or the probability of detection of typical defects. The first part of this paper focuses on the probe design. Probe properties such as the element count, the element width and the aperture were studied in order to evaluate their influence on the energy transmitted into the test sample, as well as the imaging sensitivity and resolution. The second part paper investigates alternative wave transmission sequences. Today, the total focusing method (TFM) (C. Holmes et al., 2004) with the full matrix capture (FMC) (Long et al., 2012) wave transmission sequence is of great interest for industries because it allows a wide range of inspections and an easy imaging reconstruction process. Other methods studied in this paper include the transmission of plane waves (PW) (Le Jeune, Robert, Lopez Villaverde, & Prada, 2016) generated from the simultaneous activation of multiple elements following a delay law to create plane wavefronts. Finally, a new approach is proposed using a Hadamard matrix for generating transmission sequences. This novel method represents a compromise between FMC and plane wave emission sequence for energy maximisation and SNR. The Hadamard transmission sequence combines high-energy waves generated from the simultaneous activation of multiple elements and the acquisition on all element combinations similar to FMC.

This article begins with a review of the scientific background relevant to this paper. The design and optimisation of the PAUT probe are then presented in simulations. Experimental validations of the PAUT probe and the transmission sequences are then presented and discussed. Finally, conclusions are drawn.

4.3 Wave Transmission Sequences

PAUT requires a probe that can transmit and receive on multiple elements organised in a one- or two-dimensional matrix. The present work only considers the one-dimensional linear array. Over the years, several methods have been proposed for element activation, leading to a range of different reconstruction algorithms. In the context of the PAUT of a large block, the conventional beam focusing technique does not appear to be adapted because of the time

required to focus ultrasonic waves over a very large area. Therefore, the present work compares images obtained through three different transmission sequences: (1) FMC, (2) PW and (3) the Hadamard matrix. Background information on the three methods are detailed in the following subsections.

4.3.1 Full Matrix Capture

FMC (Long et al., 2012) performs the acquisition of $M = N \times N$ signals corresponding to all pairs of elements in a probe. This sequence has the advantage of being relatively simple to implement since no delay laws are required. A schematic of the FMC sequence is shown in Figure 4-1.

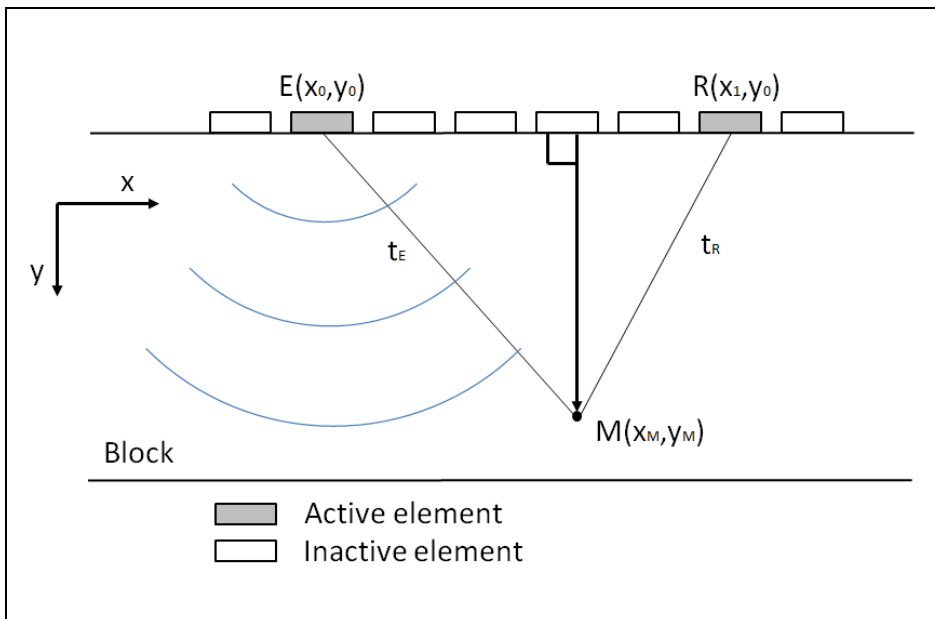


Figure 4-1 Schematic of the Full Matrix Capture wave transmission sequence

Reconstruction is performed by coherently summing all signals S_{ij} for each pixel i and j of the image matrix using the following equation:

$$A_{ij} = \left| H \left(\sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^N S_{ij}(t_E + t_R) \right) \right| \quad (1)$$

where H is the Hilbert transform (Caroline Holmes et al., 2005), t_E is the time of flight between the emitter E and the pixel of interest (x_M, y_M) , t_R is the time of flight between the receiver R and the pixel of interest and V_L is the longitudinal speed of sound:

$$t_E = \sqrt{(x_M - x_0)^2 + (y_M - y_0)^2} / V_L \quad (2)$$

$$t_R = \sqrt{(x_M - x_1)^2 + (y_M - y_0)^2} / V_L \quad (3)$$

4.3.2 Plane Wave Transmission

PW imaging was recently proposed in order to improve the frame rate and SNR (Le Jeune et al., 2016). This method activates all elements at each transmission in order to generate a coherent plane wavefront defined by the angle α relative to the zero-degree propagation axis (defined from the surface on which the probe is attached). The energy transmitted into the material is higher than for FMC, and SNR is therefore increased. Contrary to FMC, for which the number of transmissions depends on the number of elements, in PW imaging, the number of transmissions is defined by the number of angles (generally set between 10 and 30). This low number of transmissions therefore leads to high frame rate imaging (Montaldo et al., 2009; Tiran et al., 2015). With PW, the resolution mainly depends on the path differences introduced by the different angles. In the context of the inspection of blocks of large dimensions, the angular range is limited by the geometry associated with the long propagation distances involved. A schematic of the PW transmission and acquisition sequence is presented in Figure 4-2.

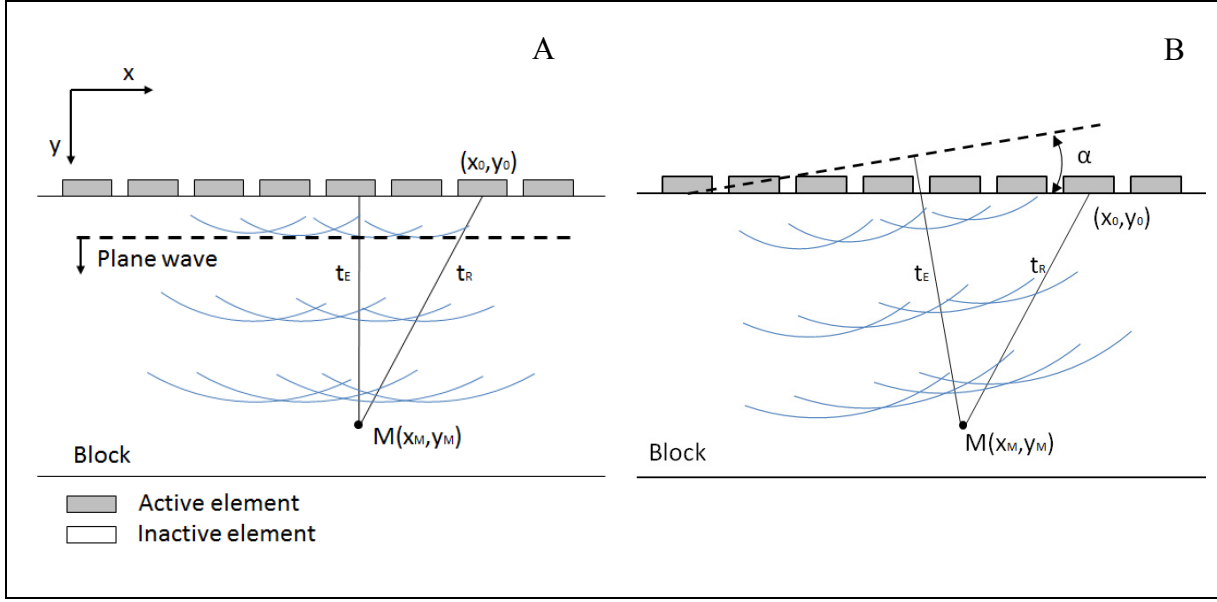


Figure 4-2 Schematic of plane wave transmission at 0° (A) and α (B) angles

The coherent signal summation for image reconstruction also uses equation (1) from the subsection above. The time of flight between the pixel of interest and a receiver (t_R) remain unchanged from equation (2), but that between an emitter and the pixel of interest (t_E) depends on the wavefront angle, and can be found with:

$$t_E = \frac{(x_M - x_0) \sin \alpha + (y_M - y_0) \cos \alpha}{V_L} \quad (4)$$

4.3.3 Hadamard Matrix Transmission

This transmission is a succession of multiple element activations following a Hadamard matrix sequence. This method varies the synthetic transmit aperture (STA), and thus, the amount of energy transmitted into the material. This technique has demonstrated very good results by increasing SNR (Bickerstaff, R 2002) which is a great gain for imaging of materials introducing grass. In the present work, a new transmission method was investigated, and is a combination of PW and Hadamard transmission. The objective was to perform different acquisitions, varying from PW transmission, where all elements are

activated simultaneously, leading to a maximum transmitted energy to FMC transmission on a single element, and therefore, to a lower transmitted energy, but a better resolution. Hadamard sequences are presented for an 8-element transducer in Figure 4-3.

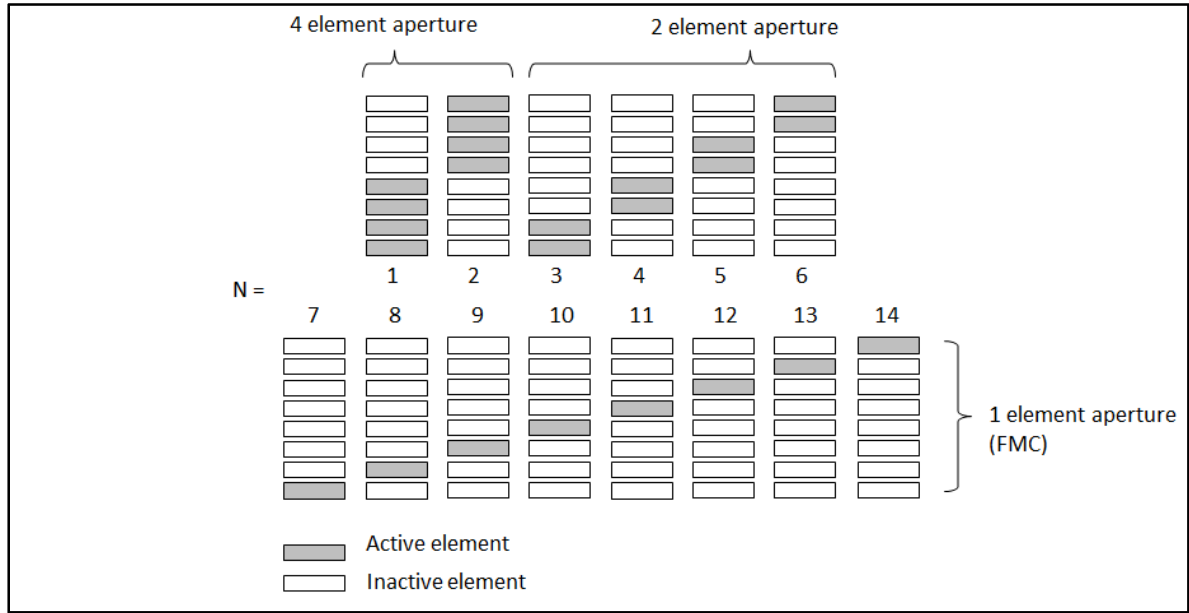


Figure 4-3 Hadamard matrix transmission sequence

The reconstruction algorithm is based on a combination of time-of-flight calculations, as in FMC and PW. If the pixel to be reconstructed is located inside the sequence's active aperture zone, then the time of flight is provided by equation (4) from PW, otherwise the FMC time of flight in equation (2) is used. In both cases, the pixel-to-receiver distance remains unchanged, and can be found using equation (3). A schematic of the active aperture zone for the Hadamard matrix transmission is presented in Figure 4-4 when 2 elements are grouped together.

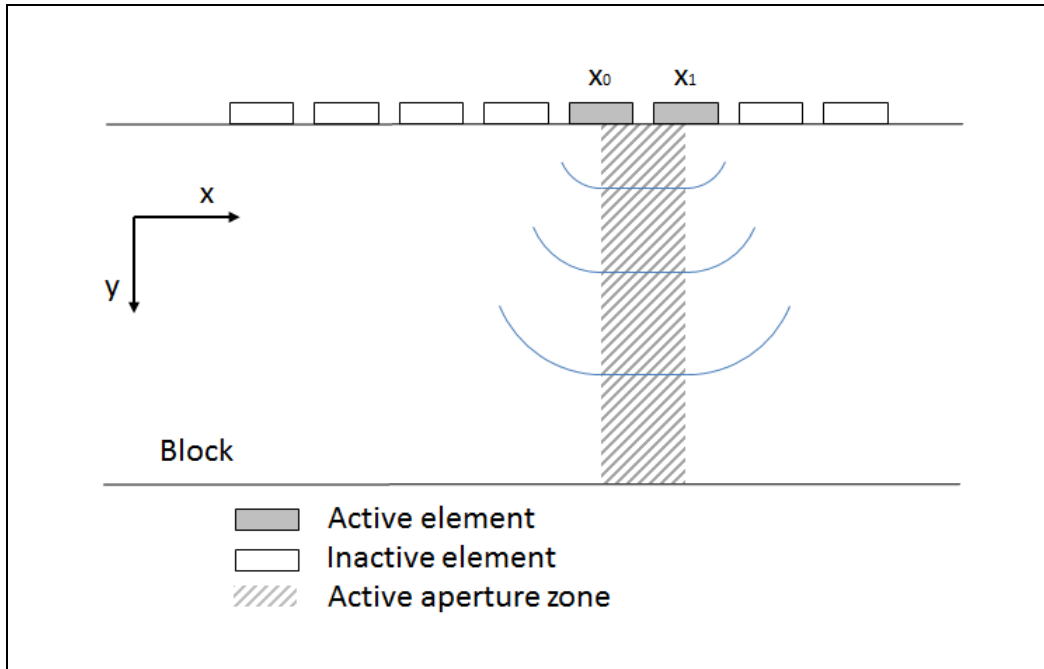


Figure 4-4 Active aperture in the Hadamard matrix transmission sequence.
The figure shows the case of 2 elements grouped together.

4.4 Transducer Design

4.4.1 Modelling

Modelling was performed with the CIVA UT simulation package (P. Calmon, Mahaut, Chatillon, & Raillon, 2006b), a specialised NDT simulation platform. In the present work, a 1000 mm thick block was simulated using parameters obtained from measurements performed on a similar block in a previous study by our team (Dupont-Marillia, Jahazi, Lafreniere, & Belanger, 2017b). In order to study imaging capabilities at different depths, simulations of circular defects were performed for defect depths varying between 50 mm and 900 mm. The PAUT probe parameters, such as the element number and width, were also varied in order to study the effect of the aperture on the defect-reflected amplitude and the resolution. To this end, the element width was chosen to be vary from 1 mm (close to the largest commercially available probes) to 20 mm. The probe design was performed with the

FMC emission sequence because of its limited energy transmitted into the material, as compared with PW or Hadamard matrix transmission sequences. Simulations were performed in two dimensions and without noise for computing time reasons.

4.4.2 Simulations

A total of 375 simulations and TFM reconstructions were performed for 8, 16, 32, 64 and 128 elements to evaluate the influence of the element width and the number of elements on the reconstructed defect amplitude and resolution of a 1.59 mm diameter defect, as a function of depth. Lateral and vertical resolutions were taken as the full width at half maximum (eq. -6 dB) of the defect along the x- and y- axes, respectively. Defect amplitudes were normalised for all the simulations with the maximum amplitude of all simulations in order to allow comparisons between them. First, the amplitudes were extracted, and results are presented in Figure 4-5. For the sake of brevity, only 16 (A), 32 (B), 64 (C), and 128 (D) elements are shown.

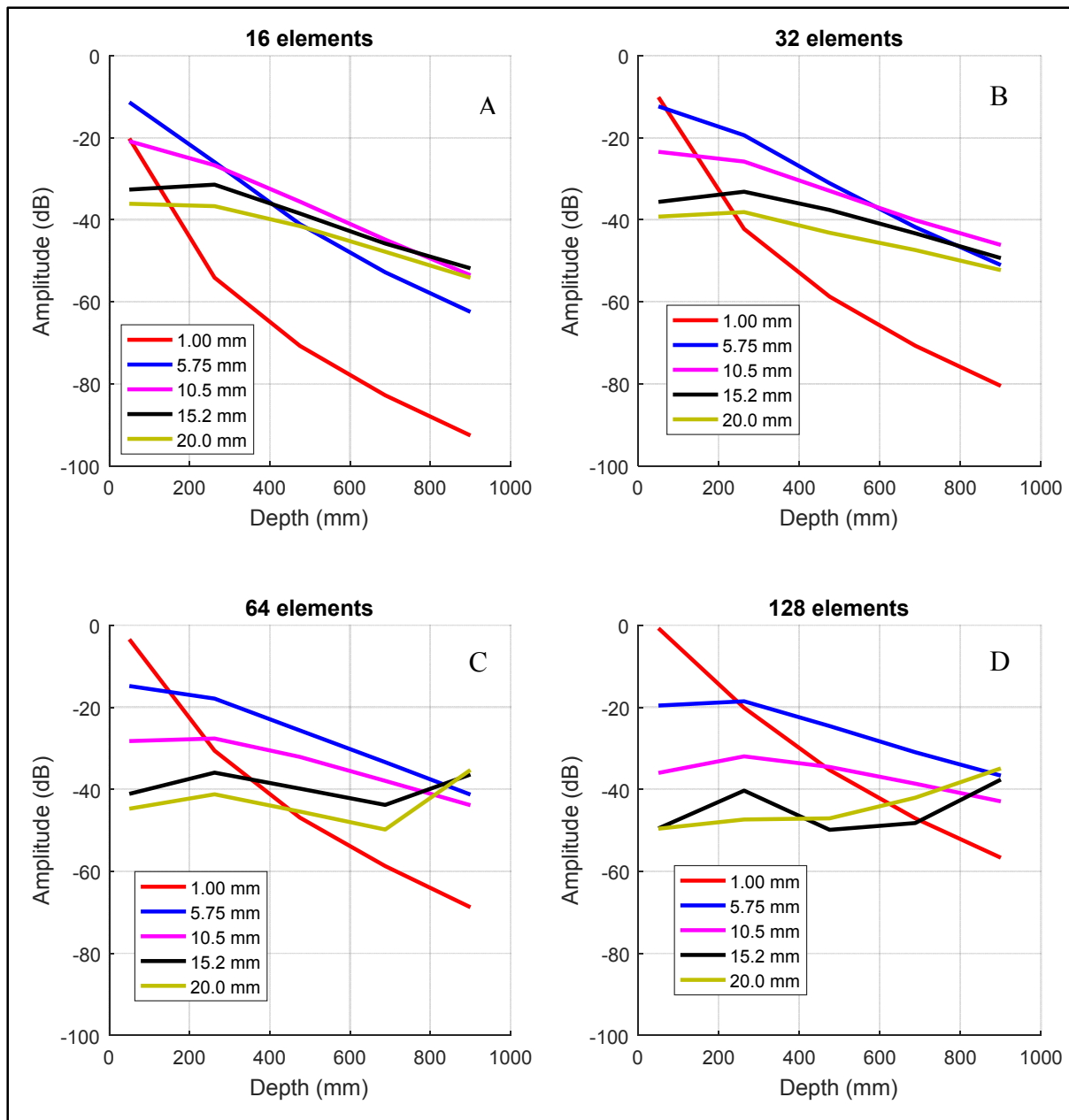


Figure 4-5 Amplitude over depth of a 1.59 mm defect after TFM reconstruction as a function of the element number and width A: 16 elements, B: 32 elements, C: 64 elements, and D: 128 elements

With elements of a width of 1 mm, the amplitude decreased faster than for any other dimensions between depths of 50 mm and 900 mm. Amplitude losses of 70 dB, 70 dB, 65

dB, and 55 dB were respectively observed for 16, 32, 64, and 128 elements. The plots therefore show that conventional probes are not adapted to the inspection of large forged ingots because the transmitted amplitude is too low. This result thus confirms that a new probe design was required. By analysing the trend of the curves for elements wider than 1 mm, it was observed that increasing the number of elements reduces the amplitude loss. For a low number of elements, the width did not appear to have a strong influence on the amplitude, but for 64 and 128 elements, smaller elements provided higher amplitudes, especially for low propagation distances. In order to provide more information, the vertical resolution was then computed, and results are presented in Figure 4-6.

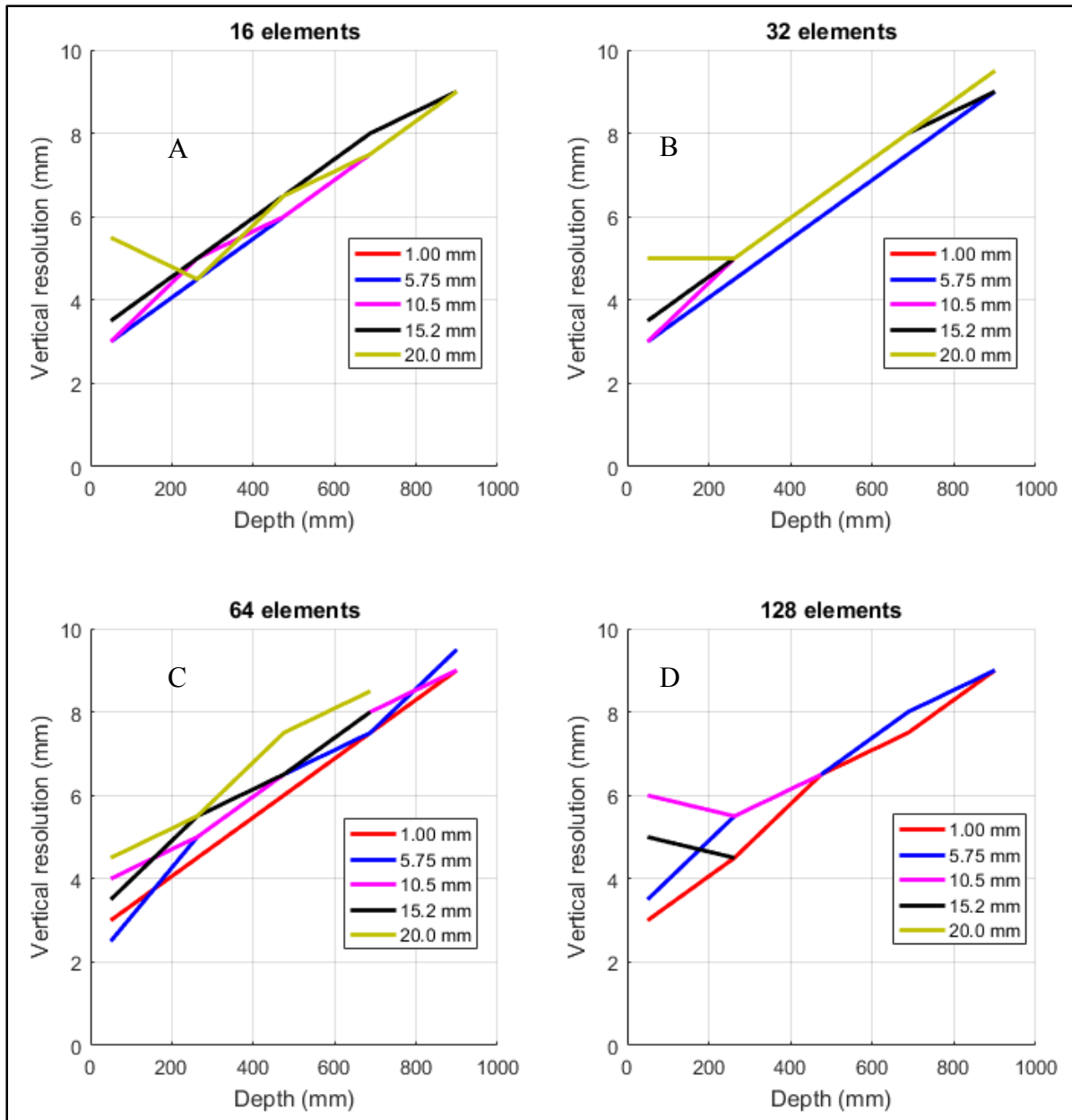


Figure 4-6 Vertical resolution over depth of a 1.59 mm defect after TFM reconstruction as a function of the element number and width A: 16 elements, B: 32 elements, C: 64 elements, and D: 128 elements

According to these simulations, the vertical resolution appeared to be below 10 mm. Considering the size of the ingots this study aimed to inspect, this value seemed to be low, and was not considered as a limitation for the transducer design. Some data were removed in

Figure 4-6 C (for 20 mm) and Figure 4-6 D (for 15.2 mm and 20 mm) widths. The results were rejected because strong artefacts were generated in these cases. Indeed, for some particular probe configurations with more than 64 elements with widths of 15.2 mm and greater, artefacts strongly decreasing the image quality. These artefacts are associated with constructive interferences which can be removed by selecting data based on the angle between emission and reception (Dupont-Marillia, Jahazi, & Belanger, 2018). Finally, the lateral resolution was extracted and analysed following the same procedure, and results are presented in Figure 4-7.

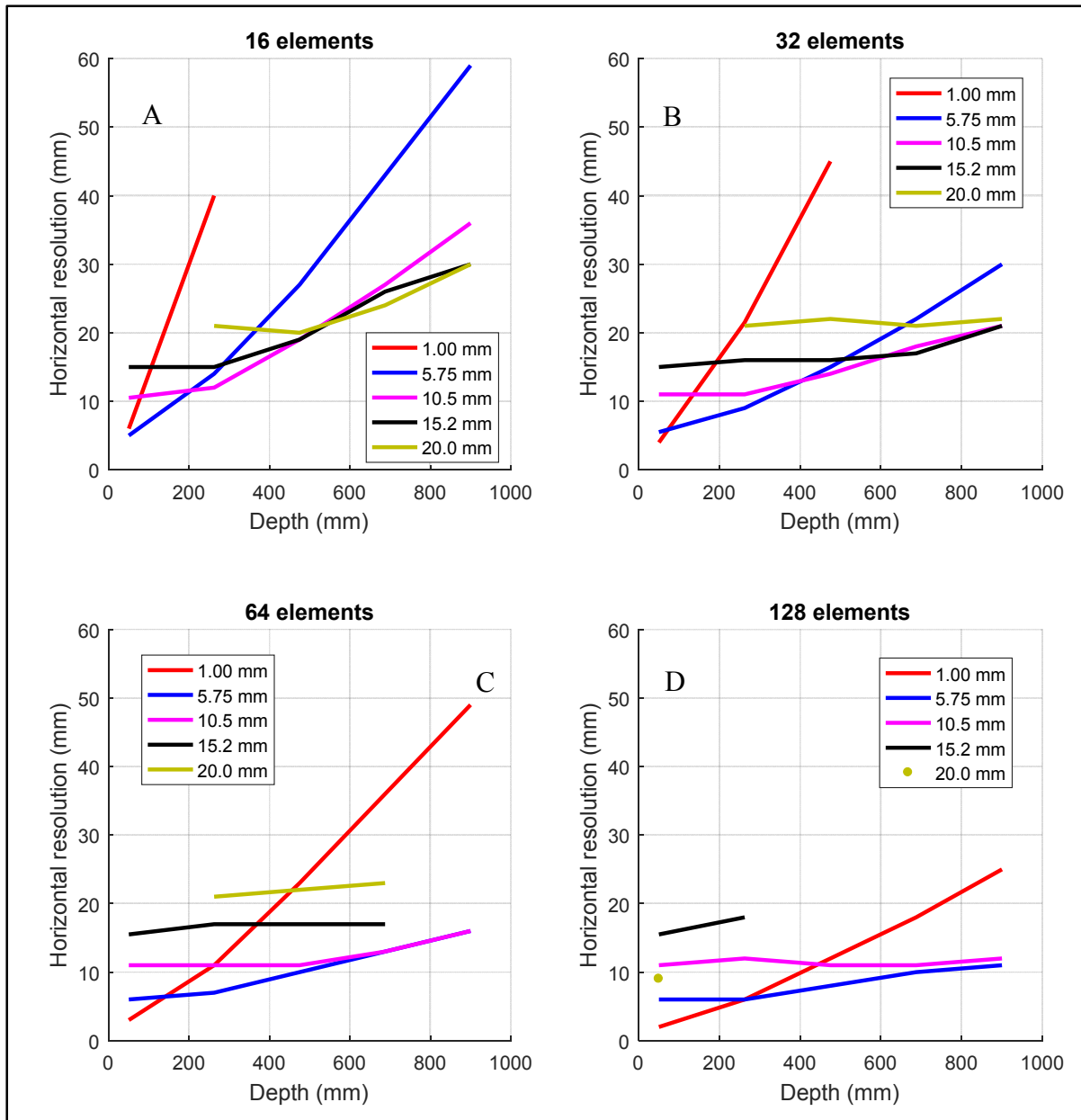


Figure 4-7 Lateral resolution over depth of a 1.587 mm defect after TFM reconstruction as a function of the element (A: 16 elements, B: 32 elements, C: 64 elements, and D: 128 elements)

Data points were rejected for 64 and 128 elements at 20 mm and 15.2 mm, respectively. Artefacts degrading the images and the resolution were observed. Compared to the vertical resolution (Figure 4-6), the lateral resolution appeared to be between 2.5 and 6 times higher.

These high values showed that the imaging quality would be limited by the lateral resolution. In addition, it was observed that increasing the number of elements improves the resolution. At high depths, an element width between 5 mm and 15 mm appeared to offer the best resolution.

Finally, using the amplitudes and resolutions that were computed and extracted appeared to indicate that the best configuration would be 32 elements with a width of 9.25 mm to include gap between elements.

4.5 Experiments

Experiments were conducted on a large block of forged steel with artificial defects, such as side drilled holes and notches, at different depths.

4.5.1 Material

The block used for this work was a high-strength steel block with a thickness of more than 760 mm, which was forged, and heat treated. The block was machined on one side with 3 flat notches oriented perpendicular to the inspection axis at a depth of 184 mm, 406 mm and 611 mm. On the other side, 3 circular defects were drilled: a 6.35 mm diameter hole at a depth of 368 mm, a 3.18 mm diameter hole at a depth of 372 mm, and finally, a 1.59 mm diameter hole at a depth of 366 mm. This configuration is presented in Figure 4-8.

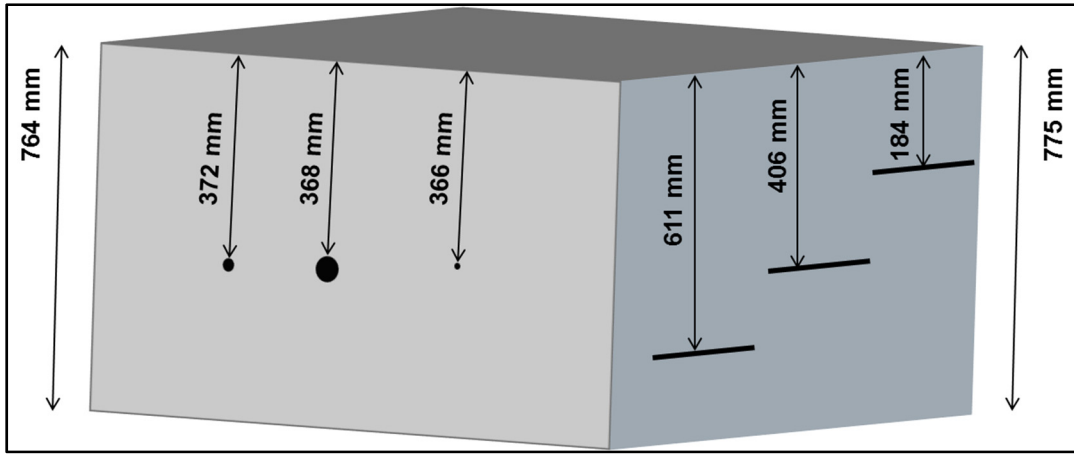


Figure 4-8 Schematic of the block used in the experimental validation

A previous study conducted on a similar block produced with the same manufacturing process at the same plant provided metallurgical and ultrasonic measurements for the simulations (Loucif et al., 2015). This block was mainly bainitic (98-99%) with residual austenite ($\pm 1\%$); the density was 7950 kg/m^3 , and the ultrasonic longitudinal and shear velocities were respectively 5950 m/s and 3050 m/s . Attenuation along the propagation axis was 0.08 dB/mm for a 2 MHz frequency, with a power growth factor of 2. This value is consistent with the one from literature (Cheeke, 2012).

4.5.2 Measurement Setup

A custom PAUT probe was built according to the simulations with 32 PZT IV elements with a width of 9.25 mm . As simulations were done with a 2D model, the element length was not a parameter. Based on a study providing the relationship between the width/length ratio for rectangular elements and the near field depth (Gros et al., 2002), the ratio used for the element length to the element width was 0.4, leading to a 22.5 mm element length. The element thickness was set to 1.1 mm to obtain a 2.4 MHz resonant frequency. Measurements were performed with a Verasonics Vantage 64 LE at 2.4 MHz , with 80% bandwidth signal, and data were post-processed using MatLab. The full setup is presented in Figure 4-9.



Figure 4-9 Experimental setup

4.6 Imaging with FMC, PW and Hadamard Matrix Transmission Sequences

The following section presents the results from the measurements made on the steel block with the experimental probe presented above.

4.6.1 Imaging of Notches

The first measurements were performed on the 3 notches located at depths of 184 mm, 406 mm and 611 mm. The reconstructed images for FMC, PW and Hadamard matrix transmission sequences are presented in Appendix A. Vertical profiles were extracted and compared for the 3 transmission sequences. As an example, Figure 4-10 presents the vertical profiles for the notch at 406 mm.

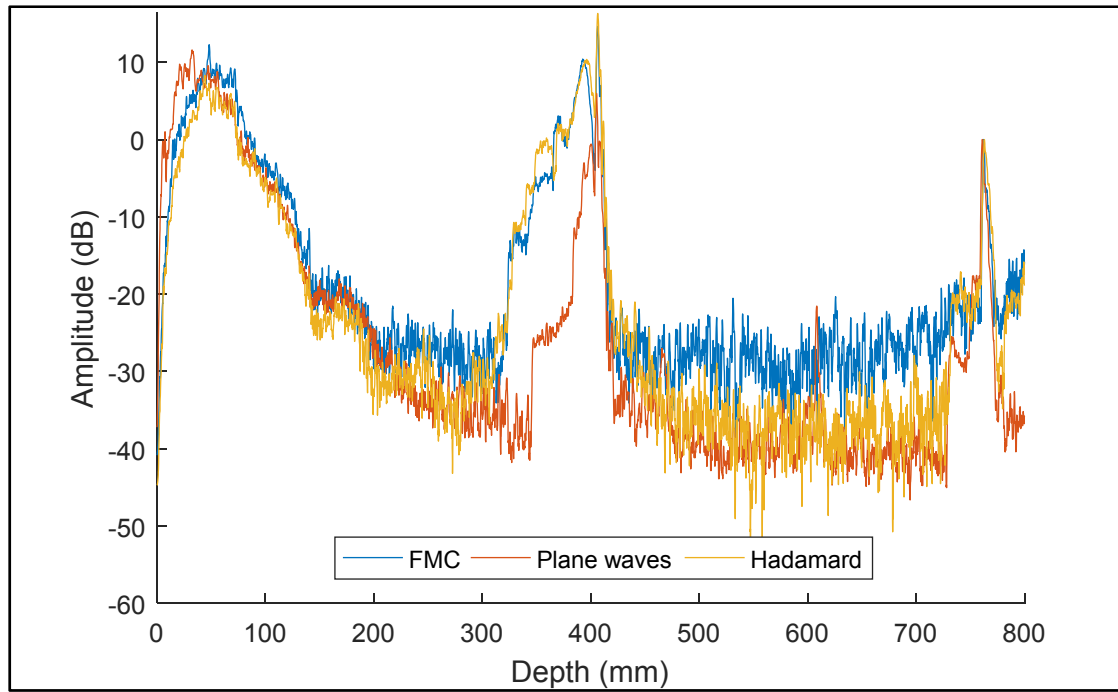


Figure 4-10 Vertical profile from 406 mm depth notch images for FMC, PW and Hadamard matrix transmission sequences

High amplitude noise decreased image quality down to approximately a depth of 150 mm. This noise was a consequence of high electromagnetic noise due to a power transformer in the close vicinity of the block, as well as poor absorption from the backing layer of the probe. However, the backwall and defects were easily identified by the two peaks, but artefacts were also generated, especially before the notch. The profiles were normalised to the amplitude of the backwall echo. It also appeared that the noise floor was higher for FMC. SNR and notch position accuracy was extracted and compared in Figure 4-11. The accuracy is given as a percentage of the error in the position between the reconstructed notch and the true measurement made on the block divided by the true distance. SNR is the difference of amplitude between the notch maximum amplitude and the surrounding noise floor. Accuracy and SNR are presented for the 3 emission sequences and the 3 notches in Figure 4-11.

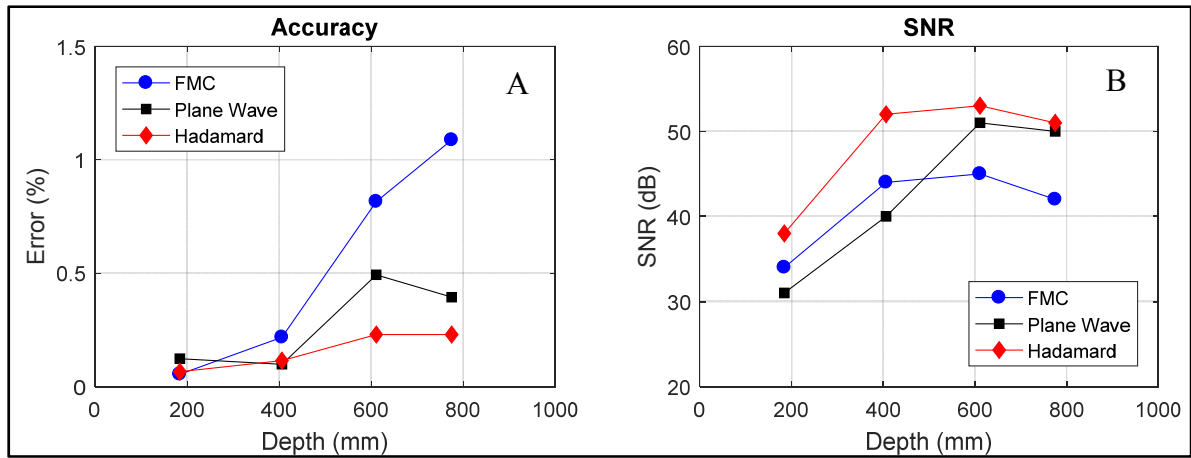


Figure 4-11 Notch position accuracy (A) and Signal-to-Noise Ratio (B) for PAUT imaging using FMC, PW and the Hadamard matrix transmission sequences

The error on the notch positions appeared to be very low (below 1.2%), considering the measurement uncertainties and the velocity variation (0.85% - Dupont-Marillia et al., 2017b). It is also noteworthy that the images from FMC sequences seemed to be more affected by velocity variation, with errors increasing with the distance of propagation.

The SNR levels were higher than 30 dB for every emission sequence, which allowed an easy visualisation of the notches. For the three configurations, the SNR seemed to increase up to a maximum value, which was a function of the number of elements reaching the notch for an emission. Indeed, Hadamard matrix and PW transmission sequences that both generate waves by simultaneously activating multiple elements have similar maximum SNR, which is 9 dB higher than FMC. After this maximum, the SNR decreases due to attenuation.

It is interesting to note that the notch profiles are very similar for FMC and the Hadamard matrix transmission sequences, with more noise in the FMC profile. Indeed, FMC sequences transmit a lower amount of energy into the material, which results in a lower backwall amplitude as compared to the noise floor. As the backwall is set as the 0 dB reference, noise appears higher as compared to other transmission sequences. It therefore seems that the Hadamard matrix transmission sequence generates similar results as FMC, with more energy due to the grouping of the elements during transmission.

From these results, it could be observed that the Hadamard matrix transmission sequence is of great interest when inspecting parts with high attenuation due to the dimensions or material properties because of the better SNR involved. This sequence also had a lower acquisition rate due to the high number of sequences required to complete the transmission. PW also provided good SNR performances and had the significant advantage of modifying the number of angles to optimise the image as a function of the distance. The advantages of PW over FMC consist of a better SNR for long propagation distances and a higher acquisition rate.

This experimental configuration did not allow a measurement of the resolution because the reflectors were too large. Rather, the circular defects on the other face of the block were used to that end.

4.6.2 Circular Defect Imaging

In this section, measurements were performed on three circular defects with diameters of 1.59 mm, 3.17 and 6.35 mm at a depth of 370 mm in a 777 mm thick block. Images from FMC, PW and Hadamard matrix transmission sequences were reconstructed, and the amplitude and resolutions extracted. The amplitudes were compared using the backwall echo as a reference. Resolutions were measured along the vertical and lateral axes at -6 dB from the defect maximum amplitude. Results were then compared with simulations, and are presented in Figure 4-12.

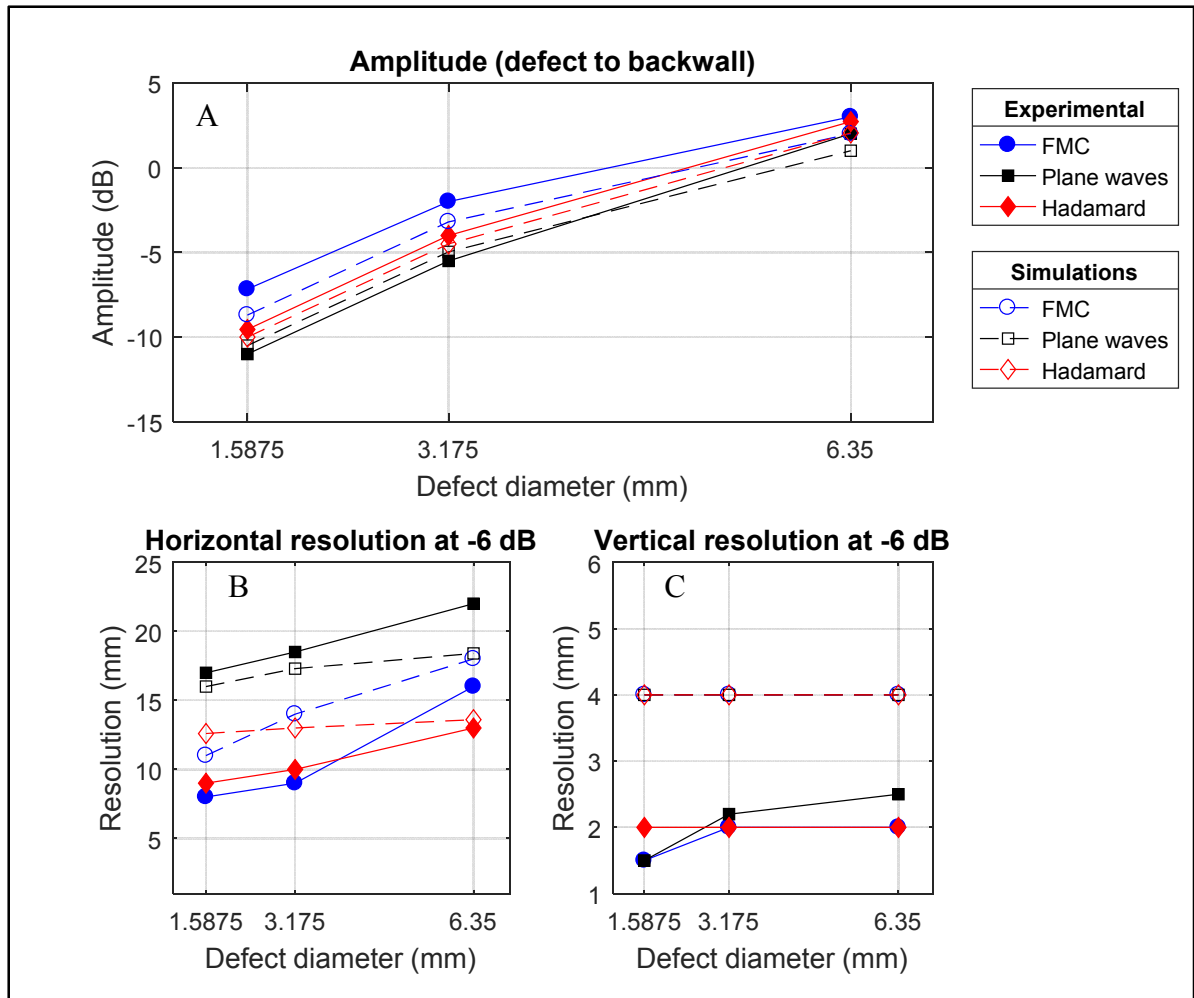


Figure 4-12 Comparison of amplitude (A), lateral resolution (B) and vertical resolution (C) for imaging of circular defects at 370 mm depth using FMC, PW and Hadamard matrix transmission sequences

The amplitudes from the three sequences follow the same trends in experiments and simulations. The defect-reflected amplitude is the highest relative to the backwall when using FMC. This is simply an indication that the backwall echo is proportionally lower than for PW and the Hadamard matrix transmission. The Hadamard matrix transmission and FMC use similar activation patterns based on triangulation between the source, the pixel time location and the receiver. However, when using the Hadamard matrix transmission, multiple elements may be grouped together during the emission. The defect-reflected amplitude is a function of

the incident energy, which is directly correlated with the energy transmitted inside the material by the probe. This result therefore confirms that the Hadamard matrix transmission method transmits more energy inside the specimen under inspection than does FMC. When using PW, angled plane wavefronts impinging the backwall or a defect are reflected away from the probe. At $\pm 5^\circ$, the distance between the centre point of the emitted and reflected wavefronts is 135 mm, for a backwall distance of 777 mm. This distance between emission and reception is the limit of the current probe aperture. The consequence is that the backwall amplitude is reduced as a function of the angle. In experiments, the defects were located at a depth of 370 mm, leading to a distance of 64 mm. The defect-reflected wavefront was thus completely captured by the probe. Therefore, when using the backwall as the reference amplitude, the relative amplitude of a defect appears higher than for FMC or the Hadamard matrix transmission sequence. However, for FMC, PW and Hadamard matrix transmissions, the amplitudes between defects and the backwall appeared to be in very good agreement with simulations.

For the three sequences, the resolutions were better than in the simulations along all directions, except for the lateral resolution, when using plane waves. Indeed, small differences between the angles lead to very close propagation paths between the different emissions, and therefore, to poor information on the defect location. Increasing the angular range would be of great interest, but would also decrease the resolution and amplitude of deeper defects. Since this limitation is associated with the dimensions of the blocks, it appeared that PW imaging is not optimised for PAUT of very large parts. Images from FMC and Hadamard sequences provided better lateral resolutions, varying between 9 mm and 16 mm, and increasing with the defect diameter. Finally, the vertical resolution was 2.5 mm and 37.5% lower than expected from the simulations.

4.7 Conclusion

This paper explored the possibilities of PAUT imaging of large forged steel parts. Modelling done with CIVA UT simulation software showed that PAUT probes which are typically available commercially, with elements of the order of a few millimetres, were not adapted because of the limited energy transmitted into the part under inspection. The main constraint was to design the probe aperture in order to maximise amplitude without decreasing the resolution. It was shown that for a 1000 mm block, elements of 10 mm x 22.5 mm represented a good compromise. Also, when increasing the number of elements, imaging artefacts were introduced due to constructive interference at high propagation angles. A custom PAUT probe was built with 32 elements and then used to perform imaging on a 777 mm forged steel block. The experiments were conducted on notches and circular defects using FMC, PW and Hadamard matrix transmission sequences. Results were compared in terms of amplitude, lateral and vertical resolutions and SNR. Lateral resolution represented a strong limitation for the imaging of large size forged steel. The PW transmission sequence transmits higher energy. This is beneficial for SNR, but the resolution was worse than for FMC. Angled wavefront were varied from -5° to $+5^\circ$ in order to reach a compromise between surface and backwall inspection angles. In addition, the Hadamard matrix transmission sequence, which has the disadvantage of a low acquisition rate, provided very good results, with a similar resolution to that of FMC, as well as an increased amplitude and SNR. These results were compared with simulations, and a very good agreement was observed. To increase imaging capabilities, it would be of great interest to implement new reconstruction algorithms such as multi-modal TFM imaging (Iakovleva, Chatillon, Bredif, & Mahaut, 2014) or to perform similar measurements with coded excitations such as Golay codes (Isla & Cegla, 2017) or the Chirp pulse (Pedersen, Misaridis, & Jensen, 2003).

CHAPITRE 5

TRANSFERT AU DOMAINE INDUSTRIEL

5.1 Introduction

Les 3 articles précédemment présenté ont permis de concevoir une sonde optimisée pour l'inspection des blocs d'aciers ayant une profondeur d'environ 1 mètre. Dans un premier temps, le matériau a été étudié et une première sonde 8 éléments a permis de valider la faisabilité. Suite à ces étapes une sonde 32 éléments a été réalisée dans le laboratoire pour confirmer la conception finale.

Le chapitre final de ce rapport se concentre sur les performances de la sonde 32 éléments conçue dans ce projet mais avec une fabrication externe de qualité industrielle. L'objectif est de caractériser le résultat final de l'imagerie et ainsi conclure ce projet par une application pratique.

5.1 Matériel et méthode

La sonde produite par l'entreprise externe est présentée sur la Figure 5-1.

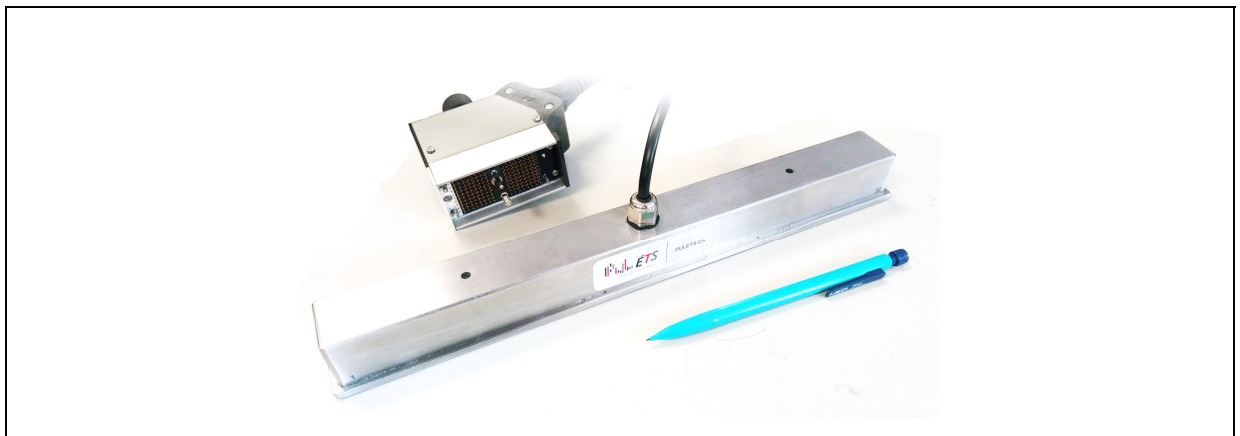


Figure 5-1 : Sonde de fabrication industrielle

La sonde possède les mêmes dimensions que la sonde du chapitre 4. Les éléments et la fréquence centrale sont similaires. La largeur de bande a été mesurée par l'entreprise à 60% pour -6 dB d'affaiblissement.

Le bloc utilisé pour les mesures des articles précédents a été usiné afin de préparer la surface. Des nouveaux défauts artificiels ont été créés basés sur les méthodes couramment employées dans l'industrie pour l'étalonnage de sonde ultrason (American Society of Mechanical Engineers & Committee on Nondestructive Examination, 2017). Deux successions de trous de 1.6 mm et 3.2 mm ont été percés au moyen d'une perceuse magnétique à différentes profondeurs afin de réaliser une DAC (Distance Amplitude Correction). Une particulière a été apportée à la perpendicularité des trous avec la surface extérieure ainsi que leur profondeur afin d'assurer la répétabilité des mesures (voir Figure 5-2).

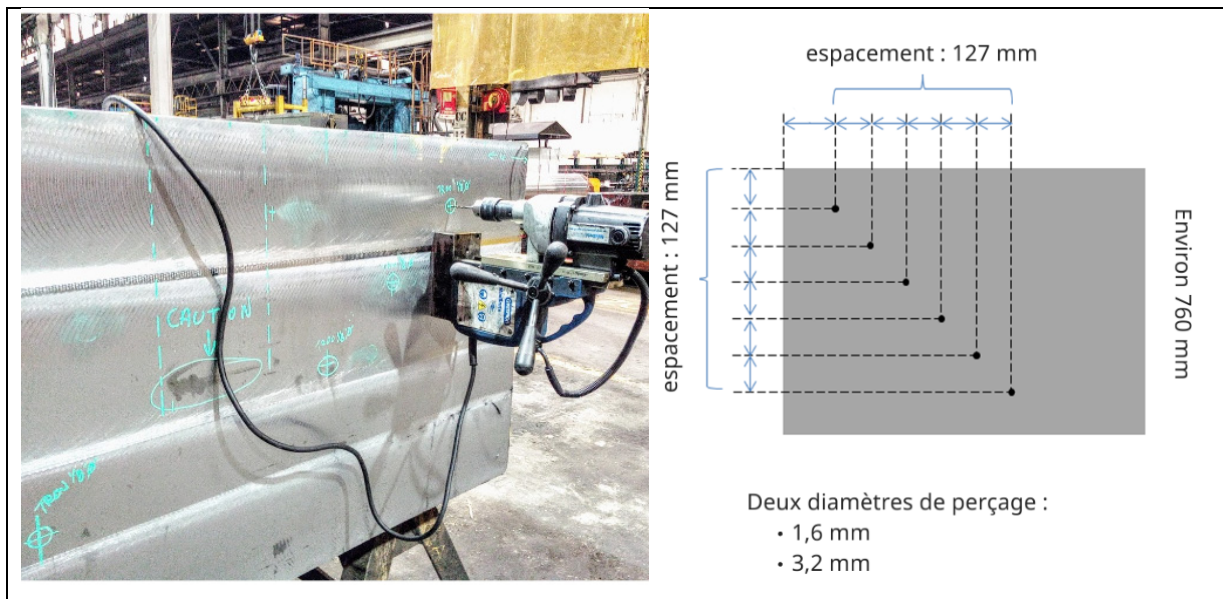


Figure 5-2 : Préparation du bloc de mesure pour la sonde de fabrication industrielle

5.2 Imagerie Full Matrix Capture

Les images ont été réalisées à l'aide d'une séquence d'émission de type FMC dans le but de maximiser la résolution des défauts. Une mesure a été effectuée pour chacun des trous en se plaçant directement l'aplomb de ce dernier. Un exemple de données brutes est présenté pour le quatrième défaut en partant de la surface (soit une distance de 508 mm) sur la Figure 5-3.

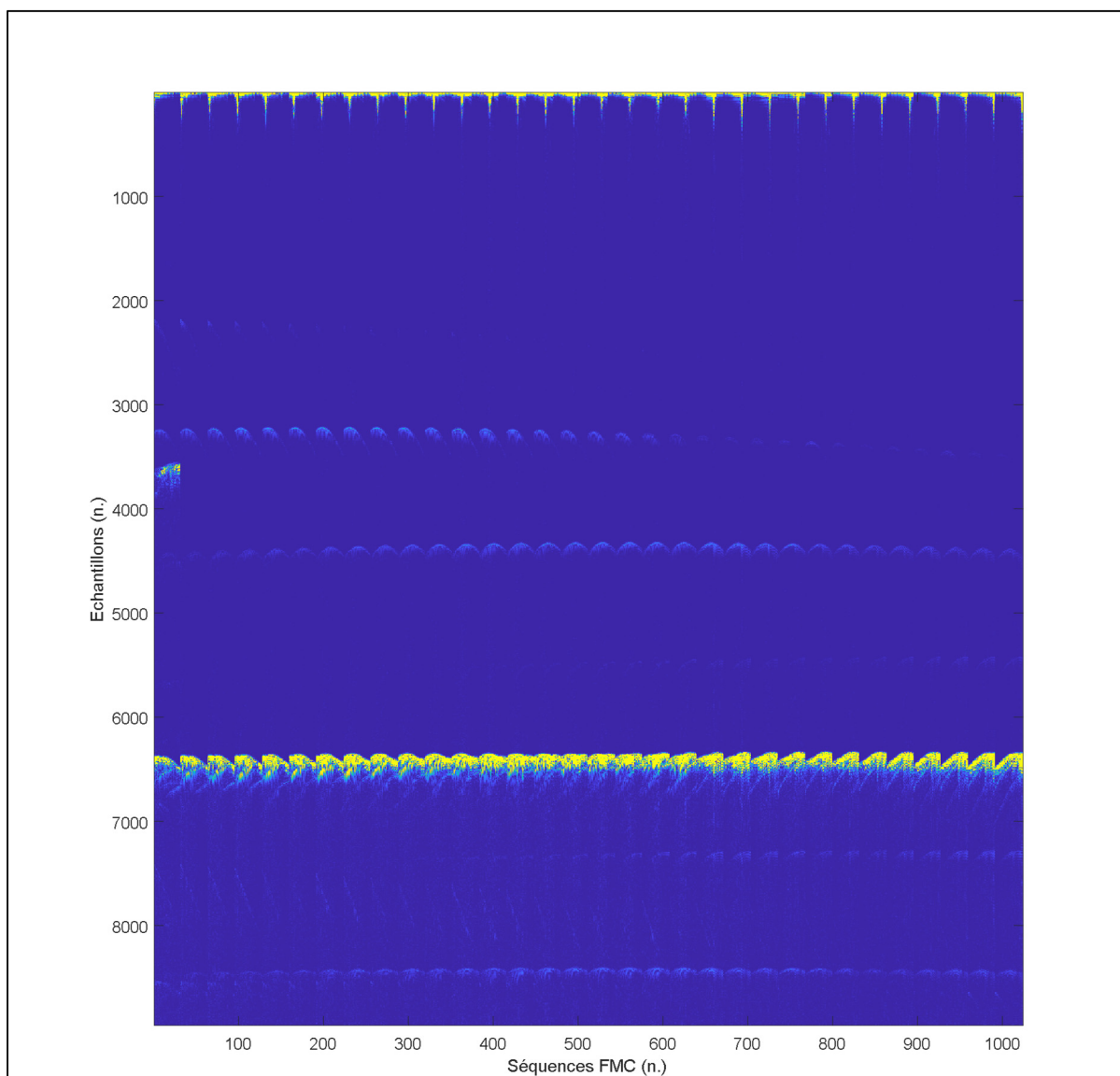


Figure 5-3 : Données brutes pour l'image FMC d'une succession de défauts

Sur cette figure il est possible d'observer clairement le fond de la pièce entre 6000 et 7000 échantillons. Le défaut de 508 mm est présent a entre 4000 et 5000 échantillons alors qu'un défaut positionné sur la partie gauche de la sonde est visible peu après 3000 échantillons. Ces données brutes permettent de confirmer que les défauts situés au centre de la sonde sont bien captés par tous les éléments de cette dernière. La reconstruction sera donc bien effectuée suivant la théorie de l'imagerie multiéléments qui considère chaque élément comme une source point. Ces données brutes ont ensuite été utilisée pour reconstruire l'image 5-4.

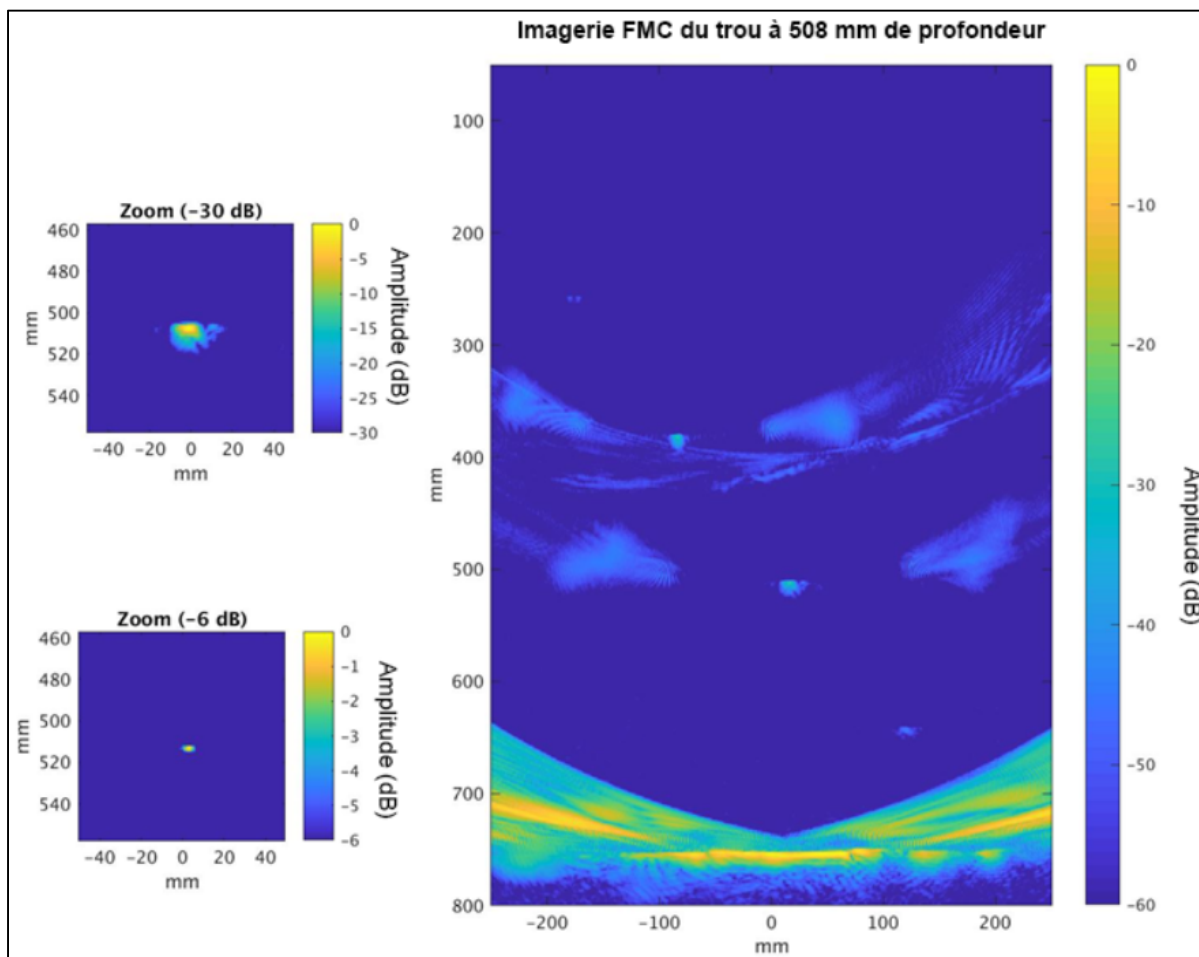


Figure 5-4 : Imagerie FMC d'un défaut circulaire inclus dans une DAC pour une profondeur de 508 mm.

Sur la Figure 5-4 il est possible de voir clairement le défaut à 508 mm ainsi que 4 autres défauts de la DAC sur une largeur supérieure à 300 mm donc cohérente avec l'ouverture active de la sonde fixée à 320 mm. Dans la configuration utilisée, il a été possible d'effectuer de l'imagerie à 2 images par seconde. Cette performance est dû à la conception de la sonde utilisant seulement 32 éléments ainsi qu'à la bonne optimisation du matériel de d'acquisition. En comparaison avec la sonde 32 éléments fabriquée dans le laboratoire, il a été observé que la résolution verticale demeure inchangée en revanche la résolution verticale a été améliorée pour atteindre la valeur de 5.5 mm à -6 dB.

Les profils verticaux des défauts de 1.6 et 3.2 mm ont été extraits à partir de leur mesure respective puis normalisés avec l'amplitude du fond de la pièce (Figure 5-5).

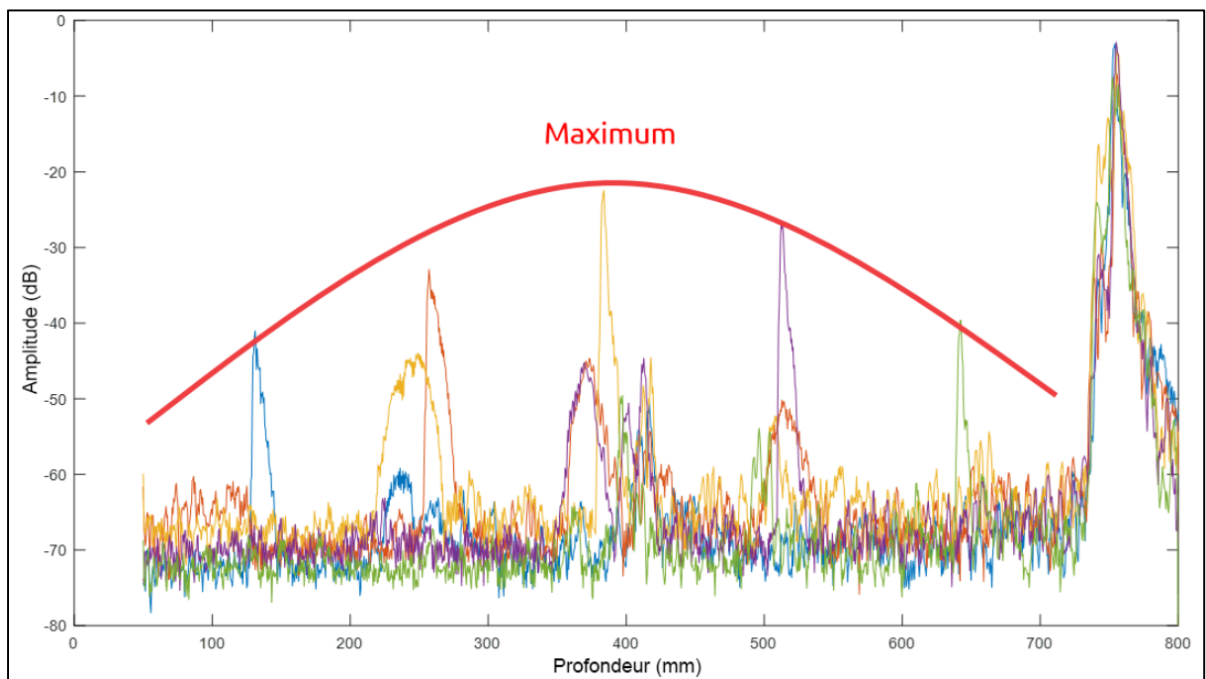


Figure 5-5 : Profil des défauts suivant l'axe vertical

Sur cette figure il est possible d'observer que le niveau de bruit est relativement similaire entre les 5 mesures. Les défauts sont définis par les pics alors que les dômes arrondis correspondent aux artefacts des défauts. Il est ainsi possible de déduire que les artefacts

deviennent plus importants lorsque le défaut n'est pas centré au milieu de la sonde. Enfin, le maximum des amplitudes pour chacun des défauts permet de confirmer le bon dimensionnement de la sonde car le maximum est observé à la moitié de la profondeur du bloc.

5.3 Différenciation d'un défaut circulaire avec une fissure

Un des intérêts majeurs de l'imagerie multiélément comparée à de l'inspection monoélément conventionnelle est la possibilité de différencier le type de défaut comme les fissures, trous, inclusions etc. Dans une logique industrielle cette caractérisation est très importante car couplée avec la position elle peut donner une information sur l'origine de celui-ci. Dans le bloc test, une fissure était contenue entre le défaut 3 et le défaut 4 de la DAC de 3.2 mm. Cette dernière était connue car elle débouchait sur la surface extérieure (zone cerclée et notifiée « caution » sur la Figure 5-6) où la DAC était percée.

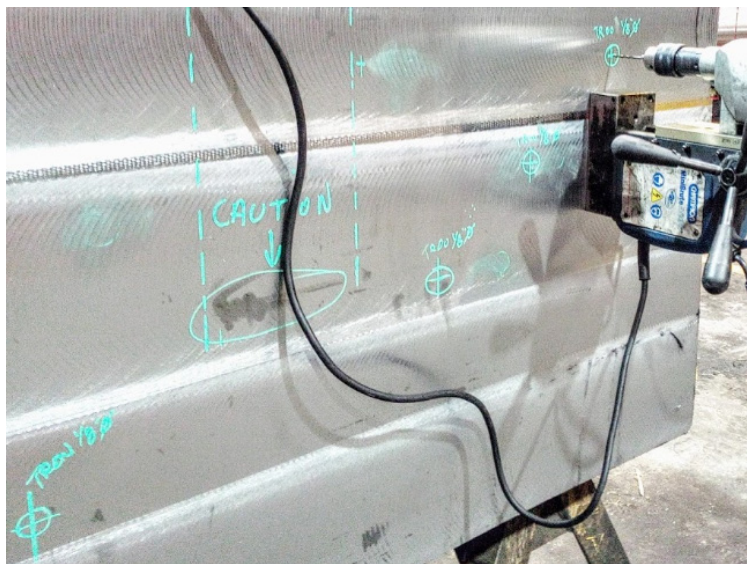


Figure 5-6: Fissure apparente dans le bloc test

L'image du défaut numéro 4 et de la fissure est présenté sur la Figure 5-7

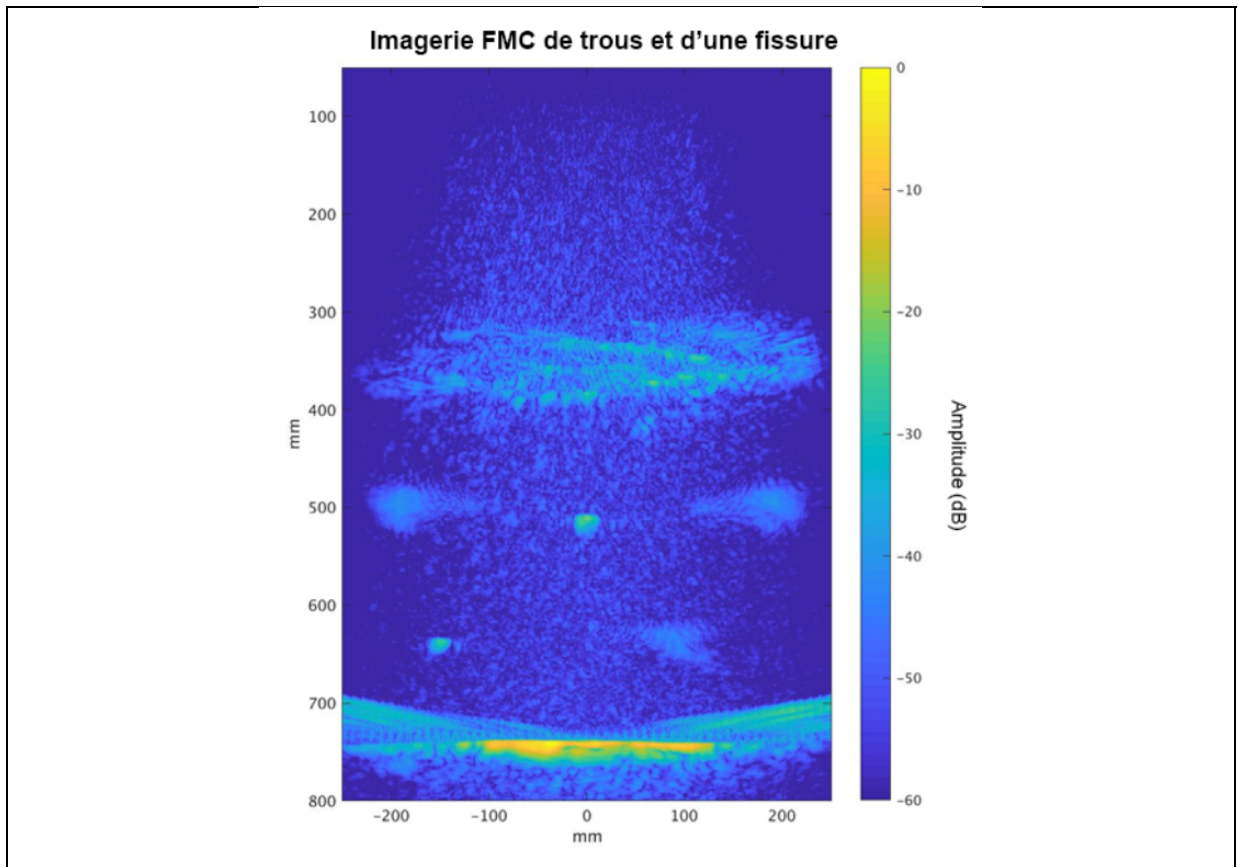


Figure 5-7 : Image d'une fissure et d'un défaut circulaire

Il est possible d'observer que le défaut circulaire est très identifiable face à la fissure. En effet, celui-ci est localisé avec artéfacts ponctuels alors que la fissure est constituée d'une multitude de point. L'imagerie de la fissure est liée au fait que cette dernière agit comme une multitude de micro réflecteurs d'orientations différentes.

5.4 Conclusion sur la sonde industrielle

Dans cette section il est apparu que le RsB et la résolution latérale ont été grandement améliorée. Ceci permet une meilleure représentation ainsi qu'une identification des défauts imagés. Ces résultats démontrent l'utilité d'une telle sonde utilisée pour faire de l'imagerie FMC dans des blocs d'aciers de grandes dimensions.

CONCLUSION

Ce projet a permis d'appréhender l'imagerie multiéléments par ultrason appliquée aux blocs d'acier forgé de grand volume (plus de 1000 mm dans chaque direction). Ce travail s'est décomposé en 3 étapes afin de répondre à 3 problématiques :

- Quelles sont les propriétés métallurgiques du matériau et quelle est leur influence sur la propagation des ondes ainsi que les inspections ultrasonores?
- Quelle est la meilleure configuration pour une sonde multiéléments en proposant un modèle basé sur l'étude précédente du matériau?
- Quelles performances est-il possible d'obtenir en termes de résolution et de RSB à l'aide de différentes optimisations de séquences.

L'étude du matériau a été réalisée à partir d'échantillons issus d'une tranche d'un bloc elle-même divisée en 875 échantillons. Il a ainsi été observé que les blocs d'acier forgé étudiés étaient principalement bainitique et que la taille des grains pouvait varier de 70 μm à 700 μm au sein d'un même bloc. Les vitesses de groupe et de phase ont été mesurées pour une série d'échantillons. Dans un premier temps il a été observé que la vitesse de phase était corrélée avec la variation de la taille de grain. Ensuite, la faible variation de la vitesse de groupe dans un même groupe d'échantillon a permis de déduire que le matériau pouvait être considéré comme localement isotrope confirmant ainsi les résultats de la littérature métallurgique et permettant l'utilisation des équations propagation des matériaux isotropes. À l'aide des mesures de composition chimique effectuées lors d'un projet précédent, la densité a été calculée à partir de formule empirique. Couplée aux mesures des vitesses de groupe longitudinal et transversal, il a ensuite été possible d'isoler les contributions des différents paramètres mécaniques intervenant dans les équations des vitesses de groupe. Il a ainsi été démontré que le module de Young et la densité étaient les paramètres ayant le plus d'influence sur les vitesses de propagation. Il a aussi été démontré qu'une incertitude de 0.85% devait être prise en compte pour la localisation des défauts en raison des variations de vitesse interne au bloc. Enfin, l'étude du matériau a permis de déterminer les paramètres qui

ont par la suite été utilisés pour les simulations permettant la conception de la sonde multiéléments.

Dans la seconde partie de ce projet, des simulations ont été effectuées à l'aide de CIVA pour déterminer la meilleure configuration pour la sonde multiéléments ainsi que les performances attendues. Il a ainsi été démontré que la configuration optimale était de 32 éléments de $10 \times 22,5$ mm. Une première sonde de 8 éléments a été réalisée et testée sur un bloc de 776 mm pour effectuer l'imagerie de défauts à l'aide de séquences FMC. Cette première version de la sonde a permis de confirmer les simulations en comparant les résolutions et les amplitudes mesurées ainsi que les artefacts avec ceux calculés à l'aide de CIVA. Il a aussi été observé que le paramètre limitant pour ce type d'imagerie était la résolution latérale.

Enfin, la dernière partie de ce projet a été effectuée à l'aide d'une sonde 32 éléments similaires à celle calculée lors des simulations. L'objectif était d'optimiser les possibilités d'imagerie en employant différentes méthodes d'émission. Il a été démontré que les séquences activant plusieurs éléments simultanément permettaient d'améliorer le RSB. Ainsi les ondes planes ont permis d'améliorer la vitesse d'acquisition ainsi que le RSB d'environ 10 dB par rapport aux mesures faites avec des séquences FMC. En revanche une forte augmentation de la résolution latérale a été observé passant de 10 mm à 20 mm diminuant fortement les capacités d'imagerie. À partir de ce constat, une nouvelle méthode d'acquisition a été proposée basée sur la matrice de Hadamard. Cette méthode combine les séquences d'ondes planes ayant une forte énergie transmise dans le matériau avec les séquences FMC dont la résolution est élevée. Il a été observé que cette séquence était un excellent compromis entre la FMC et les ondes planes en termes de RSB et de résolution. En revanche, la vitesse d'acquisition était diminuée et la reconstruction des images nécessitait des ressources supplémentaires en raison du grand nombre de mesures effectuées pour la reconstruction d'une image.

Finalement, ce projet a démontré la possibilité d'effectuer de l'imagerie par ultrason pour des blocs d'acier de grands volumes. D'un point de vue scientifique, des résultats ont été

apportés concernant la propagation des ondes dans les blocs d'aciers forgés de grandes dimensions permettant une meilleure compréhension des possibilités d'inspection en CND. Les images générées à l'aide des sondes multiéléments réalisées dans ce projet ont démontré la viabilité d'une inspection basée sur l'imagerie ultrasonore pour les blocs d'acier de grand volume. Enfin, la séquence Hadamard proposée représente une alternative convaincante pour améliorer les capacités d'imagerie dans les milieux fortement atténuants.

RECOMMANDATIONS

Pour la suite de ce projet, plusieurs axes de recherches peuvent être développés. Dans un premier temps, il est apparu que les blocs d'aciers forgés de grandes dimensions étaient un milieu propice à la propagation des ondes, mais dont la géométrie nécessitait une approche différente en comparaison avec des pièces de dimensions conventionnelles. En effet, il a été observé que les méthodes multiéléments conventionnelles comme le SAFT, les ondes planes ou encore la focalisation électronique était difficilement applicable en raison d'un manque de résolution ou d'un long temps d'acquisition. Dans cette optique une séquence d'émission a été développée pour maximiser l'énergie transmise dans le matériau. Basée sur les matrices Hadamard, chaque acquisition suit la même la séquence d'émission. L'acquisition est donc générique. Afin de proposer une solution adaptative, la méthode de Décomposition de l'Opérateur de Retournement Temporel (DORT) (Minonzio, 2006) apparaît comme une solution très appropriée. Cette méthode se décompose en deux étapes. La première est de générer un front d'onde plan dans le but d'effectuer un premier scan de la pièce. Si des défauts sont présents, une réflexion sera captée permettant d'en estimer la profondeur. En effectuant un retournement de l'opérateur temporel, il est alors possible de créer une ou plusieurs lois des retards. Cette seconde opération permet de focaliser le faisceau ultrasonore à la position estimée du défaut et ainsi d'obtenir une image avec un meilleur RSB ainsi qu'une haute résolution. Ce procédé peut être répété itérativement afin d'améliorer l'image finale. Cette méthode serait donc la combinaison de deux types d'émissions à l'origine non adaptées à l'imagerie des blocs d'aciers de grandes dimensions, car l'une est rapide, mais propose une faible résolution alors que l'autre est lente pour un scan complet de la pièce, mais permet d'atteindre une très bonne résolution. En revanche, la combinaison des points forts respectifs de ces deux méthodes apparaît sans aucun doute comme une excellente possibilité pour améliorer les performances d'imagerie des blocs d'acier de grandes dimensions.

Le second axe de recherche concernerait la mesure de la taille de grain dans les blocs d'acier de grandes dimensions. En effet, il a été démontré que la microstructure générerait un bruit

cohérent lié aux interactions avec la microstructure granulaire de l'acier qui pouvait être séparé du bruit de structure incohérent (Aubry & Derode, 2010). La rétrodiffusion incohérente ne possède pas de distribution statistique et n'est donc pas exploitable. Mais cela ne s'applique pas dans tous les cas.

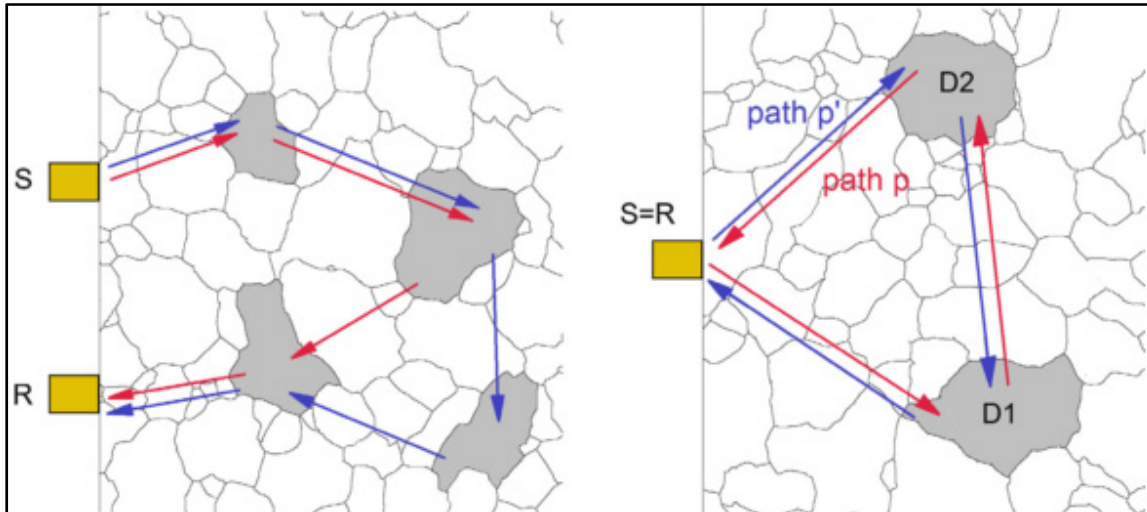


Figure R-1 Parcours d'une onde introduisant un bruit de diffusion multiple pour le cas d'une configuration émetteur-récepteur distinct et confondu (Aubry & Derode, 2010).

En effet, si la source et le récepteur sont confondus ($S = R$) et que deux grains D1 et D2 sont impliqués, il existe un cheminement entre ces trois entités (Figure R-1). Ce dernier est effectué par l'onde dans les deux directions et sera donc traduit par une amplitude deux fois plus grande par le transducteur. Une méthode a été proposée afin de regrouper toutes ces informations dans une matrice (Aubry & Derode, 2010) pour ensuite proposer une technique de filtrage (Aubry & Derode, 2009) permettant d'extraire la contribution de la diffusion simple (chemin aller et retour similaire) d'un régime de diffusion multiple contenant des allers et retours de différents grains. Dans cette optique, une expérience a été menée en mesurant sur un bloc d'Inconel 600 l'intensité de la rétrodiffusion cohérente (donc après filtrage) en fonction de l'éloignement entre l'émetteur et le récepteur (S Shahjahan, Rupin, Derode, Chassignole, & Fouquet, 2011).

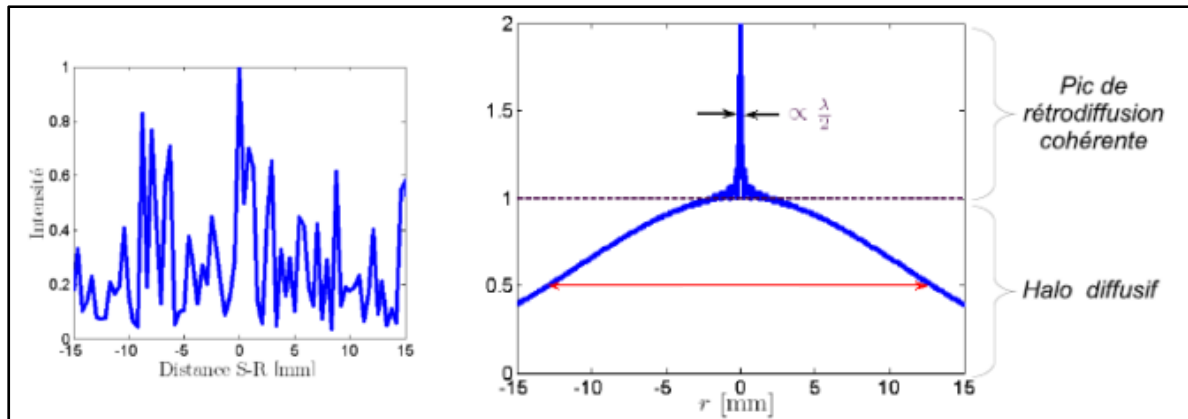


Figure R-2 Mesure de la rétrodiffusion cohérente (Aubry & Derode, 2010) : 1) Distribution de l'intensité moyennée pour plusieurs tirages, 2) Pics de rétrodiffusion dont la largeur dépend de la longueur d'onde

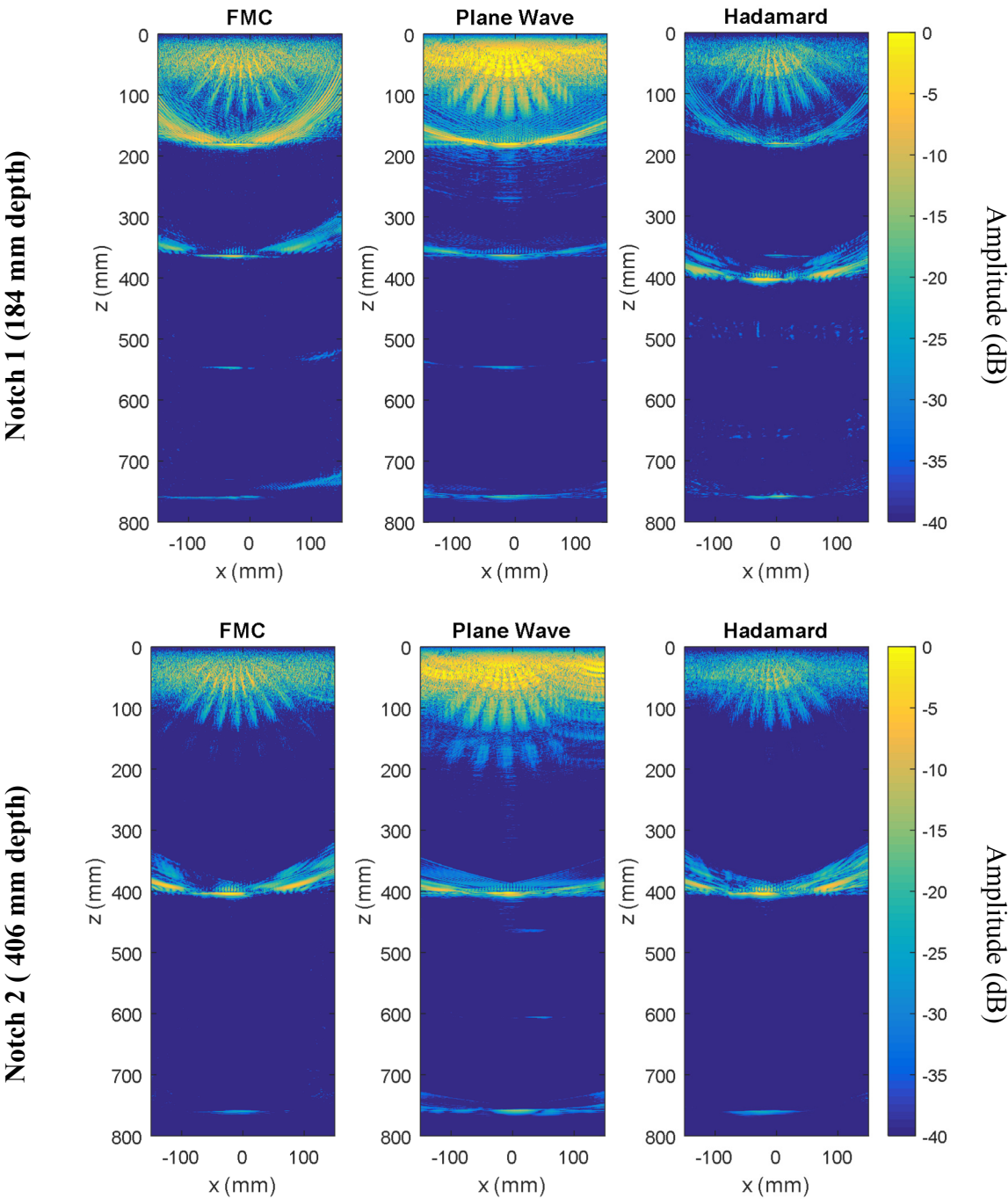
L'expérimentation a été effectuée à l'aide d'une sonde multiéléments. L'effet de la rétrodiffusion cohérente et plus précisément des interférences constructives entre chemins réciproques est confirmé dans la pratique par la présence d'un pic d'amplitude deux fois plus importante dans la direction principale d'illumination de l'échantillon (Figure R-2). Ces résultats ont été modélisés avec le plug-in ATHENA de CIVA et une corrélation significative a été trouvée (Sharfine Shahjahan, Rupin, Fouquet, Aubry, & Derode, 2012). Dans le cas présent, les blocs d'aciers étudiés ont mis en évidence une grande variabilité de la taille de grain au sein d'un même bloc. Couplé à la sonde multiéléments de grande ouverture développée durant ce projet, il serait donc possible de mesurer la taille de grain. La confirmation des résultats des études précédentes ainsi que le développement d'un système de mesure de la taille de grain serait un atout scientifique et industriel.

Le dernier axe de recherche pourrait se focaliser sur l'exploitation des images de la sonde multiéléments de ce projet. En effet, il a été observé que les dimensions des blocs d'aciers étudiés introduisaient des artefacts importants. Ces derniers compliquent l'interprétation des images, mais donnent aussi des renseignements supplémentaires sur la forme du défaut. Il serait donc intéressant d'appliquer les méthodes d'apprentissage machine au cas présent dans le but de relier les images à leur cause de production. En identifiant le type de défaut ainsi

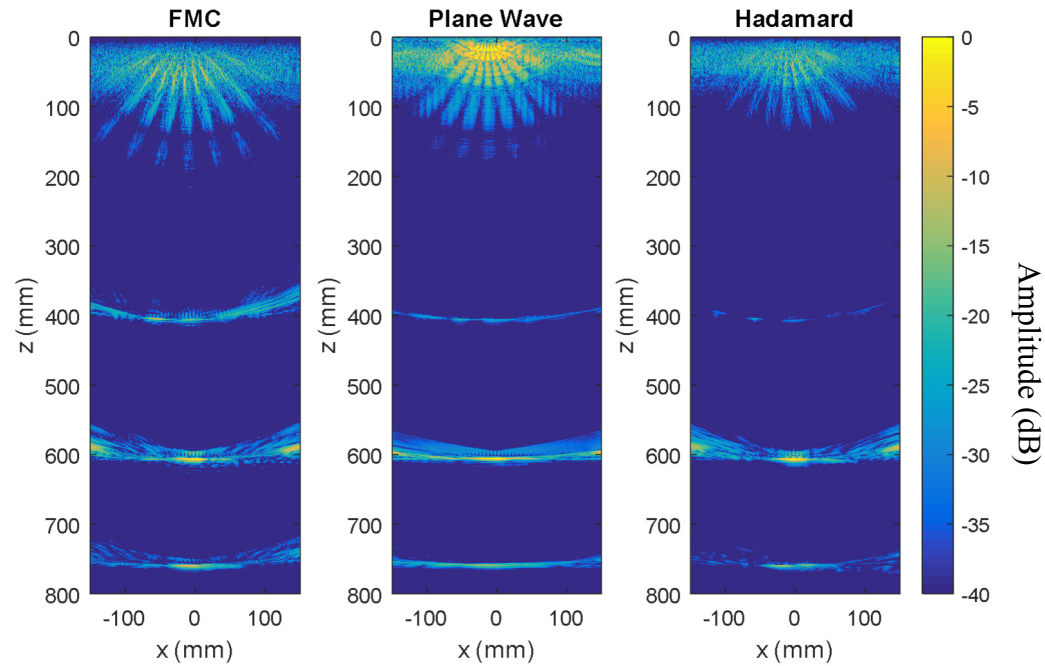
que sa localisation dans le bloc, il serait possible d'émettre une hypothèse sur la source de celui-ci (forge, traitements thermiques, aciérie, etc.).

ANNEXE I

NOTCH IMAGING IN A 776 MM THICK BLOCK



Notch 3 (611 mm depth)



BIBLIOGRAPHIE

- Adler, D. D., Carson, P. L., Rubin, J. M., & Quinn-Reid, D. (1990). Doppler ultrasound color flow imaging in the study of breast cancer: Preliminary findings. *Ultrasound in Medicine & Biology*, 16(6), 553–559. [https://doi.org/10.1016/0301-5629\(90\)90020-D](https://doi.org/10.1016/0301-5629(90)90020-D)
- Ali, M. G. S., Elsayed, N. Z., & Eid, A. M. (2013). Ultrasonic attenuation and velocity in steel standard reference blocks. *RJAV X*, 1, 33–38.
- Alvarez-Arenas, T. E. G. (2004). Acoustic impedance matching of piezoelectric transducers to the air. *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, 51(5), 624–633. <https://doi.org/10.1109/TUFFC.2004.1320834>
- American Society of Mechanical Engineers, & Committee on Nondestructive Examination. (2017). *ASME Section V, Article 23 (Ultrasonic standards)*.
- Archambault, S. (2010). *Conception et caractérisation d'un système d'imagerie photoacoustique pour application biomédicale*. École Polytechnique de Montréal. Retrieved from <http://publications.polymtl.ca/255/>
- Aubry, A., & Derode, A. (2009). Random Matrix Theory Applied to Acoustic Backscattering and Imaging In Complex Media. *Physical Review Letters*, 102(8). <https://doi.org/10.1103/PhysRevLett.102.084301>
- Aubry, A., & Derode, A. (2010). Singular value distribution of the propagation matrix in random scattering media. *Waves in Random and Complex Media*, 20(3), 333–363. <https://doi.org/10.1080/17455030903499698>
- Azar, L., Shi, Y., & Wooh, S.-C. (2000). Beam focusing behavior of linear phased arrays. *NDT & e International*, 33(3), 189–198.

- Beaudet, F. (2009). *Amélioration de la trempabilité de l'acier SF2050 par l'ajout de Vanadium*.
- Bedetti, T., Dorval, V., Jenson, F., & Derode, A. (2013). Characterization and modeling of ultrasonic structural noise in the multiple scattering regime. *AIP Conference Proceedings*, 1511(1), 1158–1165. <https://doi.org/10.1063/1.4789174>
- Bickerstaff, R., Vaughn, M., Stoker, G., Hassard, M., & Garrett, M. (2002). Review of Sensor Technologies for In-line Inspection of Natural Gas Pipelines.
- H. Boyer and T. Gall, “ASM metals handbook,” *Desk Edition, American Society for Metals, Metals Park, Ohio*, 1985. p 206
- Calmon, P., Mahaut, S., Chatillon, S., & Raillon, R. (2006a). CIVA: An expertise platform for simulation and processing NDT data. *Ultrasonics*, 44, Supplement, e975–e979. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2006.05.218>
- Calmon, P., Mahaut, S., Chatillon, S., & Raillon, R. (2006b). CIVA: An expertise platform for simulation and processing NDT data. *Ultrasonics*, 44, e975–e979. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2006.05.218>
- Calmon, Pierre, Lhémery, A., Lecœur-Taïbi, I., Raillon, R., & Paradis, L. (1998). Models for the computation of ultrasonic fields and their interaction with defects in realistic NDT configurations. *Nuclear Engineering and Design*, 180(3), 271–283. [https://doi.org/10.1016/S0029-5493\(97\)00299-9](https://doi.org/10.1016/S0029-5493(97)00299-9)
- Cannata, J. M., Ritter, T., Chen, W.-H., Silverman, R. H., Shung, K. K., & others. (2003). Design of efficient, broadband single-element (20-80 MHz) ultrasonic transducers for medical imaging applications. *Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, IEEE Transactions On*, 50(11), 1548–1557.

- Chassignole, B., Duwig, V., Ploix, M.-A., Guy, P., & El Guerjouma, R. (2009). Modelling the attenuation in the ATHENA finite elements code for the ultrasonic testing of austenitic stainless steel welds. *Ultrasonics*, 49(8), 653–658. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2009.04.001>
- Chassignole, B., El Guerjouma, R., Ploix, M.-A., & Fouquet, T. (2010). Ultrasonic and structural characterization of anisotropic austenitic stainless steel welds: Towards a higher reliability in ultrasonic non-destructive testing. *NDT & E International*, 43(4), 273–282. <https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2009.12.005>
- Cheeke, J. D. N. (2012). *Fundamentals and applications of ultrasonic waves*. CRC press.
- Chentouf, S. M., Jahazi, M., Lapierre-Boire, L.-P., & Godin, S. (2014). Characteristics of Austenite Transformation During Post Forge Cooling of Large-Size High Strength Steel Ingots. *Metallography, Microstructure, and Analysis*, 3(4), 281–297. <https://doi.org/10.1007/s13632-014-0142-8>
- Cho, J. R., Jeong, H. S., Cha, D. J., Bae, W. B., & Lee, J. W. (2005). Prediction of microstructural evolution and recrystallization behaviors of a hot working die steel by FEM. *Journal of Materials Processing Technology*, 160(1), 1–8. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.01.001>
- Connolly, G. (2009). Modelling of the propagation of ultrasound through austenitic steel welds, (August).
- Connolly, G. D., Lowe, M. J. S., Temple, J. a. G., & Rokhlin, S. I. (2010). Correction of ultrasonic array images to improve reflector sizing and location in inhomogeneous materials using a ray-tracing model. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 127(5), 2802–2812. <https://doi.org/10.1121/1.3372724>

- Darmon, M., Dorval, V., Kamta Djakou, A., Fradkin, L., & Chatillon, S. (2016). A system model for ultrasonic NDT based on the Physical Theory of Diffraction (PTD). *Ultrasonics*, 64, 115–127. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2015.08.006>
- Darmon, M., Leymarie, N., Chatillon, S., & Mahaut, S. (2009). Modelling of scattering of ultrasounds by flaws for NDT. In A. Leger & M. Deschamps (Eds.), *Ultrasonic Wave Propagation in Non Homogeneous Media* (Vol. 128, pp. 61–71). Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg. https://doi.org/10.1007/978-3-540-89105-5_6
- Davis, J. M. (1998). *Advanced ultrasonic flaw sizing handbook*. Art Room Corporation.
- DE ROUMILLY Loïc. (2012). Introduction à la technique ultrasonore multiéléments. *Techniques de l'ingénieur Analyses de surface et de matériaux, base documentaire : TIB383DUO*(ref. article : p3790). Retrieved from <http://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/mesures-analyses-th1/analyses-de-surface-et-de-materiaux-42383210/introduction-a-la-technique-ultrasonore-multielements-p3790/>
- Demirli, R., & Saniie, J. (2001). Model-based estimation of ultrasonic echoes. Part II: Nondestructive evaluation applications. *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, 48(3), 803–811. <https://doi.org/10.1109/58.920714>
- Diligent, O. (2005). Results of the 2004 UT Modeling Benchmark Obtained with the CIVA Software Developed at the CEA (Vol. 760, pp. 1843–1850). AIP. <https://doi.org/10.1063/1.1916894>
- B. W. Drinkwater and P. D. Wilcox, “Ultrasonic arrays for non-destructive evaluation: A review,” *NDT & E International*, vol. 39, no. 7, pp. 535, Oct. 2006.

- Dubois, M., Militzer, M., Moreau, A., & Bussière, J. F. (2000). A new technique for the quantitative real-time monitoring of austenite grain growth in steel. *Scripta Materialia*, 42(9), 867–874.
- Duerinckx, A. J. (1981). Modeling wavefronts from acoustic phased arrays by computer. *Biomedical Engineering, IEEE Transactions On*, (2), 221–234.
- Dupont-Marillia, F., Jahazi, M., & Belanger, P. (2018). Phased array inspection of large size forged steel parts. *AIP Conference Proceedings*, 1949(1), 080004. <https://doi.org/10.1063/1.5031561>
- Dupont-Marillia, F., Jahazi, M., Lafreniere, S., & Belanger, P. (2017a). Influence of local mechanical properties of high strength steel from large size forged ingot on ultrasonic wave velocities (p. 090002). Presented at the QNDE – Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation, Atlanta. <https://doi.org/10.1063/1.4974646>
- Dupont-Marillia, F., Jahazi, M., Lafreniere, S., & Belanger, P. (2017b). Influence of local mechanical properties of high strength steel from large size forged ingot on ultrasonic wave velocities (p. 090002). <https://doi.org/10.1063/1.4974646>
- Esling Claude and Bunge (1929-2004) Hans Joachim, “Texture et anisotropie des matériaux polycristallins Définitions et techniques expérimentales,” *Techniques de l’ingénieur Mise en forme des métaux: aspects rhéologiques et métallurgiques*, vol. base documentaire : TIB476DUO, no. ref. article : m3040, Jun. 2012.
- Fan, C., Caleap, M., Pan, M., & Drinkwater, B. W. (2014). A comparison between ultrasonic array beamforming and super resolution imaging algorithms for non-destructive evaluation. *Ultrasonics*, 54(7), 1842–1850. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2013.12.012>

- Fatemi, M., & Kak, A. C. (1980). Ultrasonic B-Scan Imaging: Theory of Image Formation and a Technique for Restoration1. *Ultrasonic Imaging*, 2(1), 1–47.
- Fidahoussen, A. (2012). *Développement d'une méthode de reconstruction ultrasonore pour la localisation et la caractérisation de défauts*. Université Paris Sud-Paris XI. Retrieved from <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00746630/>
- Foroozan, F., & ShahbazPanahi, S. (2012). Music-based array imaging in multi-modal ultrasonic non-destructive testing. In *Sensor Array and Multichannel Signal Processing Workshop (SAM), 2012 IEEE 7th* (pp. 529–532). IEEE. Retrieved from http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=6250557
- Gebhardt, W., Bonitz, F., & Woll, H. (1982). Defect reconstruction and classification by phased arrays. *Materials Evaluation*, 40(1), 90–95.
- Ghassemali, E., Tan, M.-J., Wah, C. B., Jarfors, A. E. W., & Lim, S. C. V. (2013). Grain size and workpiece dimension effects on material flow in an open-die micro-forging/extrusion process. *Materials Science and Engineering: A*, 582, 379–388. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2013.06.023>
- Gong, P., Song, P., & Chen, S. (2017). Ultrafast Synthetic Transmit Aperture Imaging Using Hadamard-Encoded Virtual Sources With Overlapping Sub-Apertures. *IEEE Transactions on Medical Imaging*, 36(6), 1372–1381. <https://doi.org/10.1109/TMI.2017.2687400>
- Gros, X., Cameron, N., & King, M. (2002). Current applications and future trends in phased array technology. *Insight(UK)*, 44(11), 673–678.

- Gu, J. P., & Beckermann, C. (1999). Simulation of convection and macrosegregation in a large steel ingot. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 30(5), 1357–1366. <https://doi.org/10.1007/s11661-999-0284-5>
- Haïat, G., Lhémery, A., Renaud, F., Padilla, F., Laugier, P., & Naili, S. (2008). Velocity dispersion in trabecular bone: Influence of multiple scattering and of absorption. *Journal of the Acoustical Society of America*, 124(6), 4047–4058. <https://doi.org/10.1121/1.3003077>
- Harumi, K. (1989). *Ultrasonic Defect Sizing: Japanese Tip Echo Handbook*. Japanese Society for Nondestructive Inspection.
- Holmes, C., Drinkwater, B., & Wilcox, P. (2004). The post-processing of ultrasonic array data using the total focusing method. *Insight-Non-Destructive Testing and Condition Monitoring*, 46(11), 677–680.
- Holmes, Caroline, Drinkwater, B. W., & Wilcox, P. D. (2005). Post-processing of the full matrix of ultrasonic transmit–receive array data for non-destructive evaluation. *NDT & E International*, 38(8), 701–711. <https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2005.04.002>
- Humeida, Y., Wilcox, P. D., Todd, M. D., & Drinkwater, B. W. (2014). A probabilistic approach for the optimisation of ultrasonic array inspection techniques. *NDT & E International*, 68, 43–52.
- A. J. Hunter, B. W. Drinkwater, P. D. Wilcox, D. O. Thompson, and D. E. Chimenti, “The wavenumber algorithm: fast fourier-domain imaging using full matrix capture” 2009, pp. 856–863.

- Iakovleva, E., Chatillon, S., Bredif, P., & Mahaut, S. (2014). Multi-mode TFM imaging with artifacts filtering using CIVA UT forwards models (pp. 72–79). <https://doi.org/10.1063/1.4864804>
- Isla, J., & Cegla, F. (2017). Coded Excitation for Pulse-Echo Systems. *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, 64(4), 736–748. <https://doi.org/10.1109/TUFFC.2017.2661383>
- Ithurralde, G., & Ccr, E. (2006). Advanced functions of PAUT (phased arrays for ultrasound testing) in aeronautics. Presented at the ECNDT 2006. <https://doi.org/10.1.1.159.4570>
- Jenson, F. rédéri., Padilla, F. rédéri., & Laugier, P. (2003). Prediction of frequency-dependent ultrasonic backscatter in cancellous bone using statistical weak scattering model. *Ultrasound in Medicine & Biology*, 29(3), 455–464. [https://doi.org/10.1016/S0301-5629\(02\)00742-1](https://doi.org/10.1016/S0301-5629(02)00742-1)
- Jeong, H., & Hsu, D. K. (1996). Quantitative estimation of material properties of porous ceramics by means of composite micromechanics and ultrasonic velocity. *NDT & E International*, 29(2), 95–101.
- Jeong, H., Lee, J.-S., & Lee, C.-H. (2010). Time reversal beam focusing of ultrasonic array transducer on a defect in a two layer medium. In *AIP Conference Proceedings* (Vol. 1211, pp. 948–953). AIP Publishing. <https://doi.org/10.1063/1.3362533>
- Khan, S. Z., Khan, T. M., Joya, Y. F., Khan, M. A., Ahmed, S., & Shah, A. (2016). Assessment of material properties of AISI 316L stainless steel using non-destructive testing. *Nondestructive Testing and Evaluation*, 31(4), 360–370. <https://doi.org/10.1080/10589759.2015.1121265>

- Kolkoori, S. R., Rahman, M.-U., Chinta, P. K., Ktreutzbruck, M., Rethmeier, M., & Prager, J. (2013). Ultrasonic field profile evaluation in acoustically inhomogeneous anisotropic materials using 2D ray tracing model: Numerical and experimental comparison. *Ultrasonics*, 53(2), 396–411. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2012.07.006>
- Krautkrämer, J., & Krautkrämer, H. (2013). *Ultrasonic Testing of Materials*. Springer Science & Business Media.
- Kruger, S. E., Moreau, A., Bescond, C., & Monchalin, J.-P. (2004). Real-time sensing of metallurgical transformations by laser-ultrasound. In *16th World Conference on Nondestructive Testing, Montreal, Canada, August 30–September 3, 2004: WCNDT: book of abstracts*. Retrieved from <http://nparc.cisti-icist.nrc-cnrc.gc.ca/npsi/ctrl?action=rtdoc&an=18511585>
- Latiff, R. H., & Fiore, N. F. (1975). Ultrasonic attenuation and velocity in two-phase microstructures. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 57(6), 1441–1447. <https://doi.org/10.1121/1.380583>
- Laux, D., Cros, B., Despaux, G., & Baron, D. (2002). Ultrasonic study of UO₂: effects of porosity and grain size on ultrasonic attenuation and velocities. *Journal of Nuclear Materials*, 300(2–3), 192–197. [https://doi.org/10.1016/S0022-3115\(01\)00747-4](https://doi.org/10.1016/S0022-3115(01)00747-4)
- Le Jeune, L., Robert, S., Lopez Villaverde, E., & Prada, C. (2016). Plane Wave Imaging for ultrasonic non-destructive testing: Generalization to multimodal imaging. *Ultrasonics*, 64, 128–138. <https://doi.org/10.1016/j.ultras.2015.08.008>
- Li, J., Wu, M., Ludwig, A., & Kharicha, A. (2014). Simulation of macrosegregation in a 2.45-ton steel ingot using a three-phase mixed columnar-equiaxed model.

International Journal of Heat and Mass Transfer, 72, 668–679.
<https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2013.08.079>

Long, R., Russell, J., & Cawley, P. (2012). Ultrasonic phased array inspection using full matrix capture. *Insight - Non-Destructive Testing and Condition Monitoring*, 54(7), 380–385. <https://doi.org/10.1784/insi.2012.54.7.380>

Loucif, A., Ben Fredj, E., Jahazi, M., Lapierre-Boire, L.-P., Tremblay, R., & Beauvais, R. (2015). Analysis of macrosegregation in large size forged ingot of high strength steel. In *The 6th International Congress on the Science and Technology of Steelmaking (ICS2015)*. Beijing (China).

Lu, X. M., & Proulx, T. L. (2005). Single crystals vs. pzt ceramics for medical ultrasound applications. In *IEEE Ultrasonics Symposium, 2005*. (Vol. 1, pp. 227–230). <https://doi.org/10.1109/ULTSYM.2005.1602837>

Mahaut, S., Roy, O., Beroni, C., & Rotter, B. (2002). Development of phased array techniques to improve characterization of defect located in a component of complex geometry. *Ultrasonics*, 40(1), 165–169. [https://doi.org/10.1016/S0041-624X\(02\)00131-2](https://doi.org/10.1016/S0041-624X(02)00131-2)

Mastronardi, V. M., Guido, F., Amato, M., De Vittorio, M., & Petroni, S. (2014). Piezoelectric ultrasonic transducer based on flexible AlN. *Microelectronic Engineering*, 121, 59–63. <https://doi.org/10.1016/j.mee.2014.03.034>

Miettinen, J. (1997). Calculation of solidification-related thermophysical properties for steels. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 28(2), 281–297. <https://doi.org/10.1007/s11663-997-0095-2>

- Minonzio, J.-G. (2006). *Décomposition de l'Opérateur de Retournement Temporel appliquée à l'imagerie et à la caractérisation ultrasonore* (phdthesis). Université Paris-Diderot - Paris VII. Retrieved from <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00128772/document>
- Montaldo, G., Tanter, M., Bercoff, J., Benech, N., & Fink, M. (2009). Coherent plane-wave compounding for very high frame rate ultrasonography and transient elastography. *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control*, 56(3), 489–506. <https://doi.org/10.1109/TUFFC.2009.1067>
- Mordant, N., Prada, C., & Fink, M. (1999). Highly resolved detection and selective focusing in a waveguide using the D.O.R.T. method. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 105(5), 2634–2642. <https://doi.org/10.1121/1.426879>
- Mountford, R., & Wells, P. (1972). Ultrasonic liver scanning: the A-scan in the normal and cirrhosis. *Physics in Medicine and Biology*, 17(2), 261.
- Nam, Y. H., Kim, Y.-I., & Nahm, S. H. (2006). Evaluation of fracture appearance transition temperature to forged 3Cr–1Mo–0.25V steel using ultrasonic characteristics. *Materials Letters*, 60(29–30), 3577–3581. <https://doi.org/10.1016/j.matlet.2006.03.063>
- Nanekar, P., Jothilakshmi, N., Kumar, A., & Jayakumar, T. (2017). Sound beam focusing using phased array – SAFT technique. *Insight - Non-Destructive Testing and Condition Monitoring*, 59(3), 129–137. <https://doi.org/10.1784/insi.2017.59.3.129>
- Nebeker, J., & Nelson, T. R. (n.d.). Imaging of Sound Speed Using Reflection Ultrasound Tomography. *Journal of Ultrasound in Medicine*, 31(9), 1389–1404. <https://doi.org/10.7863/jum.2012.31.9.1389>

- Njeh, C. F., Boivin, C. M., & Langton, C. M. (1997). The role of ultrasound in the assessment of osteoporosis: A review. *Osteoporosis International*, 7(1), 7–22.
<https://doi.org/10.1007/BF01623454>
- Olympus, N. (2004). Introduction to phased array ultrasonic technology applications. *D Tech Guideline*”, *Olympus NDT*.
- Palanichamy, P., Joseph, A., Jayakumar, T., & Raj, B. (1995). Ultrasonic velocity measurements for estimation of grain size in austenitic stainless steel. *NDT & E International*, 28(3), 179–185. [https://doi.org/10.1016/0963-8695\(95\)00011-L](https://doi.org/10.1016/0963-8695(95)00011-L)
- Papadakis, E. P. (1964). Ultrasonic Attenuation and Velocity in Three Transformation Products in Steel. *Journal of Applied Physics*, 35(5), 1474.
<https://doi.org/10.1063/1.1713652>
- Park, J. J., & Kobayashi, S. (1984). Three-dimensional finite element analysis of block compression. *International Journal of Mechanical Sciences*, 26(3), 165–176.
[https://doi.org/10.1016/0020-7403\(84\)90051-1](https://doi.org/10.1016/0020-7403(84)90051-1)
- Pedersen, M. H., Misaridis, T. X., & Jensen, J. A. (2003). Clinical evaluation of chirp-coded excitation in medical ultrasound. *Ultrasound in Medicine & Biology*, 29(6), 895–905.
[https://doi.org/10.1016/S0301-5629\(02\)00784-6](https://doi.org/10.1016/S0301-5629(02)00784-6)
- J. Philibert, A. Vignes, Y. Bréchet, and P. Combrade, *Métallurgie: du minerai au matériau*. Masson Paris, 1998. pp 121
- Poidevin, C., Roumilly, L., Cattiaux, G., Sollier, T., & aux Roses, F. (2008). Simulation de la réponse ultrasonore de défauts réalistes dans CIVA. *Actes Du Congrès COFREND, Toulouse*. Retrieved from

<http://citeseerx.ist.psu.edu/viewdoc/download?doi=10.1.1.216.5889&rep=rep1&type=pdf>

- Price, J. W. H., & Alexander, J. M. (1979). Specimen geometries predicted by computer model of high deformation forging. *International Journal of Mechanical Sciences*, 21(7), 417–430.
- Rambaud Jean-Baptiste, “Forgeage libre de l’acier,” no. ref. article : m620, Jan. 1988.
- Recker, D., Franzke, M., Hirt, G., Rech, R., & Steingießer, K. (2010). Grain size prediction during open die forging processes. *Metallurgia Italiana*, 102(9), 29–35.
- Ribay, G., Poidevin, C., Rougeron, G., & de Roumilly, B. C. L. (2010). UT Data Reconstruction in Anisotropic and Heterogenous Welds. Presented at the 8th International Conference on NDE in Relation to Structural Integrity for Nuclear and Pressurised Components Abstracts.
- Ricci, M., Senni, L., Burrascano, P., Borgna, R., Neri, S., & Calderini, M. (2012). Pulse-compression ultrasonic technique for the inspection of forged steel with high attenuation. *Insight - Non-Destructive Testing and Condition Monitoring*, 54(2), 91–95. <https://doi.org/10.1784/insi.2012.54.2.91>
- Semiatin, S. L. (1957). Metals Handbook. In *ASM international* (Vol. 14A, pp. 3–7). Meetla Park, Ohio.
- Seo, C. H., & Yen, J. T. (2008). Sidelobe Suppression in Ultrasound Imaging using Dual Apodization with Cross-correlation. *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, 55(10), 2198–2210. <https://doi.org/10.1109/TUFFC.919>

- Shahjahan, S, Rupin, F., Derode, A., Chassignole, B., & Fouquet, T. (2011). Étude de la rétrodiffusion cohérente ultrasonore et séparation des contributions de diffusion simple et multiple—application expérimentale et numérique sur de l'inconel 600. Presented at the COFREND.
- Shahjahan, Sharfine, Rupin, F., Fouquet, T., Aubry, A., & Derode, A. (2012). Structural noise and coherent backscattering modelled with the ATHENA 2D finite elements code. Presented at the Acoustics 2012.
- Sharma, G. K., Kumar, A., Jayakumar, T., Rao, B. P., & Mariyappa, N. (2015). Ensemble Empirical Mode Decomposition based methodology for ultrasonic testing of coarse grain austenitic stainless steels. *Ultrasonics*, 57, 167–178.
- Shull, P. (2002). *Nondestructive Evaluation: Theory, Techniques, and Applications*. pp 142. CRC Press. <https://doi.org/10.1201/9780203911068>
- Sinczak, J., Majta, J., Glowacki, M., & Pietrzyk, M. (1998). Prediction of mechanical properties of heavy forgings. *Journal of Materials Processing Technology*, 80, 166–173.
- Solberg, O. V., Lindseth, F., Torp, H., Blake, R. E., & Nagelhus Hernes, T. A. (2007). Freehand 3D Ultrasound Reconstruction Algorithms—A Review. *Ultrasound in Medicine & Biology*, 33(7), 991–1009. <https://doi.org/10.1016/j.ultrasmedbio.2007.02.015>
- Somer, J. C. (1968). Electronic sector scanning for ultrasonic diagnosis. *Ultrasonics*, 6(3), 153–159. [https://doi.org/10.1016/0041-624X\(68\)90277-1](https://doi.org/10.1016/0041-624X(68)90277-1)

- Song, S.-J., Shin, H. J., & Jang, Y. H. (2002). Development of an ultra sonic phased array system for nondestructive tests of nuclear power plant components. *Nuclear Engineering and Design*, 214(1), 151–161.
- Standard Practice for Ultrasonic Examination of Austenitic Steel Forgings. (2015). *ASTM A745*. https://doi.org/10.1520/A0745_A0745M-15
- Standard Specification for High-Strength Low-Alloy Welded and Seamless Steel Pipe (Withdrawn 2014). (n.d.). <https://doi.org/10.1520/a0714-99r09e01>
- Sutcliffe, M., Weston, M., Dutton, B., Charlton, P., & Donne, K. (2012). Real-time full matrix capture for ultrasonic non-destructive testing with acceleration of post-processing through graphic hardware. *NDT & E International*, 51, 16–23. <https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2012.06.005>
- Tanzer, R., Schützenhöfer, W., Reiter, G., Fauland, H.-P., Könözy, L., Ishmurzin, A., ... Ludwig, A. (2009). Validation of a Multiphase Model for the Macrosegregation and Primary Structure of High-Grade Steel Ingots. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 40(3), 305–311. <https://doi.org/10.1007/s11663-008-9207-x>
- Thompson, R. B., & Gray, T. A. (1983). A model relating ultrasonic scattering measurements through liquid–solid interfaces to unbounded medium scattering amplitudes. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 74(4), 1279–1290. <https://doi.org/10.1121/1.390045>
- Tiran, E., Deffieux, T., Correia, M., Maresca, D., Osmanski, B.-F., Sieu, L.-A., ... Tanter, M. (2015). Multiplane wave imaging increases signal-to-noise ratio in ultrafast ultrasound imaging. *Physics in Medicine and Biology*, 60(21), 8549–8566. <https://doi.org/10.1088/0031-9155/60/21/8549>

- Trots, I., Nowicki, A., & Lewandowski, M. (2009). Synthetic transmit aperture in ultrasound imaging. *Archives of Acoustics*, 34(4), 685–695.
- Van Tyne, C. . (2005). Forging of Carbon and alloy systems. In *ASM Handbook: Metalworking: Bulk Forming* (Vol. 15, pp. 241–258).
- Villaverde, E. López, Bannouf, S., Robert, S., Prada, C., & Casula, O. (n.d.). Filtrage du bruit dans l'imagerie ultrasonore focalisation en tous points par décomposition de l'opérateur de retournement temporel. Retrieved from
- Villaverde, E. Lopez, Robert, S., & Prada, C. (2017). Ultrasonic Imaging in Highly Attenuating Materials With Hadamard Codes and the Decomposition of the Time Reversal Operator. *IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control*, 64(9), 1336–1344. <https://doi.org/10.1109/TUFFC.2017.2690499>
- Von Ramm, O. T., & Smith, S. W. (1983). Beam steering with linear arrays. *Biomedical Engineering, IEEE Transactions On*, (8), 438–452.
- Wang, Z., Xue, Q.-T., Chen, Y.-Q., Shu, Y., Tian, H., Yang, Y., ... Ren, T.-L. (2015). A Flexible Ultrasound Transducer Array with Micro-Machined Bulk PZT. *Sensors*, 15(2), 2538–2547. <https://doi.org/10.3390/s150202538>
- WANIN Maurice. (2001). Évaluation non destructive de la qualité des matériaux (Partie 1). *Techniques de l'ingénieur CND: applications sectorielles, base documentaire: TIB587DUO*(ref. article: m4130). Retrieved from <http://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/mesures-analyses-th1/cnd-applications-sectorielles-42587210/evaluation-non-destructive-de-la-qualite-des-materiaux-partie-1-m4130/>

- Wilcox, P. D. (2003). Omni-directional guided wave transducer arrays for the rapid inspection of large areas of plate structures. *Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, IEEE Transactions On*, 50(6), 699–709.
- WISKEL, J. B., KENNEDY, J., IVEY, D. G., & HENEIN, H. (n.d.). Ultrasonic Velocity and Attenuation Measurements in L80 Steel and their Correlation with Tensile Properties.
- Wu, M., Li, J., Kharicha, A., & Ludwig, A. (2013). Using a three-phase mixed columnar-equiaxed solidification model to study macrosegregation in ingot castings: perspectives and limitations. In *Proceedings of the 2013 International Symposium on Liquid Metal Processing and Casting (LMPC)* (p. 171). John Wiley & Sons. Retrieved from <http://books.google.com/books?hl=en&lr=&id=78YZAgAAQBAJ&oi=fnd&pg=PA171&dq=%22of+the+equiaxed+crystals,+the+thermal+and+solutal%22+%22basis+of+the+current+computer+resources,+a+compromise+is%22+%22up+to+172+tons,+were+poured+and+cut+for+segregation%22+&ots=iaD7a4xxiQ&sig=5h2NDbFp56oCvII8DDdGU9N3Dwg>
- Wüstenberg, H., Schenk, E., & Mohrle, W. (1982). Comparison of the performances of probes with different focusing techniques and experiences. In *Periodic inspection of pressurized components*.
- D. Yang and Y. Yoo, “Analysis and design of multiblow hammer forging processes by the explicit dynamic finite element method,” *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, vol. 46, no. 1, p. 191–194, 1997.
- Zhang, Y., Wang, Y., Zuo, M. J., & Wang, X. (2008). Ultrasonic time-of-flight diffraction crack size identification based on cross-correlation. In *2008 Canadian Conference on*

Electrical and Computer Engineering (pp. 001797–001800).

<https://doi.org/10.1109/CCECE.2008.4564854>

J. Zhu, *Optimization of matching layer design for medical ultrasonic transducer*. ProQuest, 2008. pp 34-48

